

構造用ステンレス鋼部材の局部座屈耐力と変形能力に関する研究

著者	松下 吉男
学位授与大学	東洋大学
取得学位	博士
学位の分野	工学
報告番号	乙第87号
学位授与年月日	1996-03-11
URL	http://id.nii.ac.jp/1060/00000130/

構造用ステンレス鋼部材の局部座屈
耐力と変形能力に関する研究

平成 8 年 3 月

松 下 吉 男

目次

緒言	(1)
記号	(3)
第 1 章 序論	
1.1 研究の目的	1
1.2 研究概要	3
1.3 ステンレス鋼の特性	5
第 2 章 部材の最大耐力と変形能力の評価方法	
2.1 基本概念	10
2.2 局部座屈を伴う短柱の最大応力度	11
2.2.1 H 形断面短柱	12
2.2.2 閉断面短柱	13
2.2.3 ウェブの有効幅厚比	14
1) H 形断面部材	14
2) 正方形中空断面部材	15
3) 円形中空断面部材	16
2.3 部材の最大耐力	17
2.3.1 部材のモデル化	17
1) 鋼材の応力－歪関係	17
2) パラレルフランジモデル	18
2.3.2 部材の最大曲げ耐力	19
1) H 形断面部材	19
2) 閉断面部材	19
2.4 部材の変形能力の評価式	20
2.4.1 モーメント－曲率関係	21
2.4.2 変形能力の評価式	27
2.5 局部座屈に支配される部材の最大耐力と変形能力	37

第 3 章 部材実験

3.1 序39

3.2 H形断面部材40

3.2.1 短柱圧縮試験による C_1, C_2, C_3 の決定 40

3.2.2 部材実験56

3.3 正方形中空断面部材 74

3.3.1 短柱圧縮試験による C_1, C_2 の決定74

3.3.2 部材実験95

3.4 円形中空断面部材 104

3.4.1 短柱圧縮試験による C_1, C_2 の決定 104

3.4.2 部材実験119

第 4 章 予測値と実験値の比較

4.1 序125

4.2 H形断面部材128

4.2.1 最大耐力128

4.2.2 変形能力131

4.3 正方形中空断面部材 135

4.3.1 最大耐力135

4.3.2 変形能力137

4.4 円形中空断面部材 140

4.4.1 最大耐力140

4.4.2 変形能力142

第 5 章 幅厚比（径厚比）制限

5.1 序145

5.2 H形断面部材145

5.2.1 短柱 145

5.2.2 梁曲げ部材146

5.2.3 柱曲げ圧縮部材 150

5.3 正方形中空断面部材 156

5.3.1 短柱 156

5.3.2 柱曲げ圧縮部材 157

5.4 円形中空断面部材 162

5.4.1 短柱 162

5.4.2 柱曲げ圧縮部材 163

第 6 章 結論

6.1 建築構造用鋼材としてのステンレス鋼165

6.2 ステンレス鋼部材の最大耐力と変形能力 166

6.3 幅厚比（径厚比）の制限値168

◇ 参考・引用文献171

付録 1 パラレルフランジへの置き換え 173

付録 2 全塑性モーメント M_p (M_{pc})、変形 δ_p (δ_{pc}) 176

付録 3 モーメントー曲率関係181

付録 4 ステンレス鋼 SUS304 H形断面部材結果一覧 182

付録 5 ステンレス鋼構造部材の架構例 186

◇ 論文要旨（和文・英文・独文）188

◇ 本論文に関する発表論文 199

◇ 研究業績 200

◇ 謝辞205

緒 言

構造設計の目的は、元来、予想し得る外力に対して安全な構造を確保し、保証することである。特に高い耐震性能を得るためには、建物の十分な耐力を確保することのみならず、構造物のエネルギー吸収能力に期待する必要がある。

近年、技術の進歩、構造形式や規模の変化に応じて、鋼構造の設計体系と安全性の評価体系がこのようなエネルギー吸収能力を主体としたものになってきている。1975年の鋼構造塑性設計指針では、設計荷重に荷重係数（安全率）を乗じた終局荷重を設定し、その荷重の大きさが主要骨組みの崩壊荷重以下になるように部材の設計を行うものとしている。また、1990年の鋼構造限界状態設計規準（案）では従来の許容応力度設計法にかわる限界状態設計法が採用されている。この設計法では、終局限界状態と使用限界状態に応じて耐力係数と荷重係数を安全率としている。1981年の新耐震設計法によって保有耐力の考え方が示され、構造特性係数（ D_s ）により骨組みと部材の変形能力を設計に取り入れている。限界状態設計でも構造骨組みを構成する部材の塑性変形能力によって構造区分を設けている。部材の構造区分としては、板要素の幅厚比区分、梁の細長比区分及び柱の軸力比と細長比の制限があり、区分によって塑性解析と弾性解析とに分けて設計を行うこととしている。

このように現在の設計法は、塑性変形に立脚した終局耐力と変形能力の組み合わせによって構造物の安全性を追求するものであり、その基本となる部材の実験データを得ることは重要である。

近年、設計の合理化、施工の効率化や耐久性の向上などを目的に、新素材・新材料および新工法の開発が進められており、新たにその設計法を確立する必要性が生じている。例えば、高張力鋼やステンレス鋼においてもその材料の特性に応じた設計法を確立する必要性があり、建築構造材としての活用が期待されるところである。

ステンレス鋼は炭素鋼に比べて素材の機械的性質のみならず、物理的性質、耐食性、耐熱やメンテナンスフリー、意匠性など多岐にわたって異なっており、炭素鋼の設計規準をそのまま適用することは出来ない。従って、ステンレス鋼の材料特性を十分把握した上で、構造材としての設計規準を確立する必要性があり、本研究では特に断面を構成する板要素の局部座屈特性を明かにすることを目的としている。

研究の対象とした素材は、ステンレス鋼で最も多く使用されているオーステナイト系鋼 SUS304 と、現在開発中の高張力ステンレス鋼 SUS304N2 であ

る。断面形状はH形断面、正方形中空断面及び円形中空断面である。研究の手法は、それぞれの断面につき、短柱一様圧縮試験を行い、断面を構成する板要素の幅厚比と応力上昇率の関係式を統計処理によって求める。次に、この関係式を利用して、曲げ（梁）、曲げ圧縮（柱）を受ける部材の最大耐力と変形能力を予測する。さらに、実験値と比較することによって予測式の妥当性を検証する。そして、設計規準が確立されている軟鋼の限界状態設計法による幅厚比の構造区分と比較することによって、ステンレス鋼の構造材料としての特性を論じる。

この研究の成果がステンレス鋼の構造設計規準化への資料となり、建築技術の発展に寄与することを願うものである。

本論文で使用する主な記号

A	: 部材の全断面積(cm^2)
A_e	: パラレルフランジ断面の片側フランジ断面積(cm^2)
A_f	: H形鋼フランジの断面積 (cm^2)
A_w	: H形鋼ウェブの断面積 (cm^2)
B	: 正方形中空断面の外径(cm)
B_e	: 正方形中空断面の圧縮領域の平均的有效幅(cm)
b	: H形鋼フランジ半幅(cm)
b_e	: 正方形中空断面の有効ウェブ長さ(cm)
D	: 円形中空断面部材の外径(cm)
D_s	: 構造特性係数
d	: ウェブの長さ(cm)
d_e	: H形鋼の有効ウェブ長さ(cm)
E	: ヤング係数(tf/cm^2)
E_r	: 塑性域に於ける鋼の低減係数
E_{st}	: 歪硬化係数(tf/cm^2)
F	: 許容応力度を決定する場合の基準値(tf/cm^2)
F_{yf}	: ステンレス鋼材の基準強度（フランジ）(tf/cm^2)
F_{yw}	: ステンレス鋼材の基準強度（ウェブ）(tf/cm^2)
F_y	: ステンレス鋼材の基準強度(tf/cm^2)
G	: せん断弾性係数(tf/cm^2)
h_e	: パラレルフランジモデルの断面の中心間距離(cm)
I	: 断面 2 次モーメント(cm^4)
I_e	: パラレルフランジモデルの断面 2 次モーメント(cm^4)
k	: 支持条件, ポアソン比によって決まる係数
L	: 部材長さ(cm)
ΔL	: スタブカラムテストに於ける伸び(cm)
M	: モーメント($tf \cdot cm$)
M_p	: 全塑性モーメント($tf \cdot cm$)
M_{pc}	: 軸力を考慮した全塑性モーメント($tf \cdot cm$)

M_y : 降伏曲げモーメント($tf \cdot cm$)
 M_u : 部材の最大モーメント($tf \cdot cm$)
 $(M_u)_e$: 部材の最大モーメントの実験値($tf \cdot cm$) = M_u
 $(M_u)_t$: 部材の最大モーメントの予測値($tf \cdot cm$)
 N : 軸力(tf)
 N_0 : 導入軸力(tf)
 N_y : 降伏軸力(tf)
 P : 短柱圧縮試験の荷重(tf)
 Q : せん断力(tf)
 S : 応力上昇率
 S_e : 応力上昇率の実験値
 S_m : 修正応力上昇率
 S_t : 応力上昇率の予測値
 t : 正方形中空断面部材及び円形中空断面部材の板厚(mm)
 t_f : H形鋼フランジの板厚(mm)
 t_w : H形鋼ウェブの板厚(mm)
 Z : 断面係数(cm^3)
 Z_p : 全塑性断面係数(cm^3)
 Z_{pc} : 軸力を受けるときの全塑性断面係数(cm^3)
 α : 座屈パラメータ
 α_f : フランジの座屈パラメータ
 α_w : ウェブの座屈パラメータ
 δ : 仕口の回転を考慮した部材の曲げ変形(cm)
 δ_0 : 仕口の回転を考慮しない部材の曲げ変形(cm)
 δ_p : M_p に対応する弾性変形量(cm)
 δ_{pc} : M_{pc} に対応する弾性変形量(cm)
 δ_u : 最大モーメントに達したときの仕口の回転を考慮した変形量(cm)
 ε : 歪度(%)
 ε_{st} : 歪硬化開始点に於ける歪度(%)
 ε_y : 素材の降伏点歪度(%)
 $s \varepsilon_y$: スタブカラムテストの降伏点歪度(%)

η : 塑性変形倍率
 η_e : 塑性変形倍率実験値
 η_t : 塑性変形倍率予測値
 κ : 板座屈係数
 ν : ポアソン比
 π : 円周率
 ρ : 軸力比
 σ : 応力度(tf / cm^2)
 σ_0 : 導入軸応力度(tf / cm^2)
 σ_{ct} : 平板の弾性座屈応力度(tf / cm^2)
 σ_f : パラレルフランジモデルの曲げ応力度(tf / cm^2)
 σ_y : 素材の降伏強度(tf / cm^2)
 σ_{max} : 素材の引張強度(tf / cm^2)
 σ_{yf} : フランジ材の降伏強度(tf / cm^2)
 σ_{yw} : ウェブ材の降伏強度(tf / cm^2)
 σ_u : スタブカラムテストの最大応力度(tf / cm^2)
 $s \sigma_y$: スタブカラムテストの降伏応力度(tf / cm^2)
 ϕ : 曲率
 ψ : 部材の変形角
 θ : 部材の回転角

第 1 章 序 論

1. 1 研究の目的

鋼構造のような靱性に富む材料で構成された骨組みは、降伏耐力に達した後終局耐力に達するまでかなりの余剰耐力があることはよく知られているところである。しかし、これは塑性ヒンジとなった断面の板要素が降伏した後も耐力を失うことなく、崩壊機構が形成されて崩壊にいたるまで十分回転・変形できることが前提になっている。部材が塑性化すると、剛性が低下するため局部座屈・横座屈・曲げねじり座屈が生じやすくなる。これらの現象が発生すると曲げ耐力は全塑性モーメントに到達する前に低下したり、たとえ到達しても十分な鋼構造の特性を生かすことが出来なくなる。塑性設計指針¹⁾や限界状態設計法²⁾では特に局部座屈を誘発する部材断面の幾何学的形状に制限を設けている。

近年、建物の多機能化・多様化が進むなかで、建物の質的な向上を図る試みが見受けられるようになってきている。構造材料の耐久性、施工性の向上、更に高強度化や経済性を追求して、新素材・工法の開発が進められている。鋼構造では超々高層建築物も技術的には可能になってきた。

こうした中で、ステンレス鋼はその意匠性を重視して内外装などの化粧材として使用するニーズが高まっている。しかし、梁や柱などの構造材料としては、コスト高であること、構造安全性が建築基準法で認められていないため基準法第 3 8 条³⁾の規定により、その都度個別認定の取得が必要となること等によりこれまではあまり使用されていなかった。

ステンレス鋼は、高耐食性、高延性、低熱伝導率など炭素鋼より優れた点も多く、構造材料として利用できる可能性は高い。特に塑性域における応力上昇率や変形能力が優れており、材料の応力－ひずみ関係が炭素鋼のそれと著しく異なっている。従って炭素鋼で得られた知見をそのまま規準式に採用することはできない。このようなことから、まず、ステンレス鋼の機械的性質を十分把握し、構造部材としての耐力や変形能力の基礎的資料を基にその性能を評価をする必要がある。

曲げおよび曲げと圧縮を受けるステンレス鋼部材の終局耐力と変形能力は、炭素鋼部材同様、部材を構成する板要素の局部座屈挙動、部材としての荷重面内の変形挙動および面外への横座屈あるいは曲げねじり座屈によって支配される。これらの現象は互い鋼部材同様、部材を構成する板要素の局部座屈挙動、部材としての荷重面内の変形

に連成する場合があるが、横座屈に対しては十分な拘束を与えるかまたは細長比制限を設けることによって個別に対応することとし、局部座屈によって決まる変形能力か面内変形能力のうちいずれか小さい方の値で部材の変形能力を評価するのが現実的な解決方法である。

本論文では局部座屈後の最大耐力と変形能力を評価する。ステンレス鋼は降伏以降での応力上昇や一様伸びが大きいいため、炭素鋼に比べて局部座屈が発生した後も耐力上昇が大きくなる。板の塑性座屈値に関しては増分理論による解、全歪理論による解、これらの修正解、等があるが十分実験値を説明できるものではない。また、断面を構成する板要素はお互いに拘束したりして、これらの相互作用を考慮した理論解は現段階では見い出すことはできない。ましてや局部座屈後の最大耐力や変形能力を理論的に解析することは不可能である。従って実験によってこれら进行评估することとした。

本研究の目的は、断面形状（H形断面、正方形中空断面、円形中空断面）と素材の応力－ひずみ関係の異なる材料種別（SUS304、SUS304N2、冷間成形部材）を実験の対象としており、これらの最大耐力および変形能力と断面構成要素である幅厚比（径厚比）との関係を明らかにすることである。

1. 2 研究概要

構造物の耐震設計は、部材の強度と変形能力がその重要な構造要素であること、そして、これらは素材の応力－ひずみ特性や部材を構成している板要素の局部座屈現象に大きく依存していることが知られている。

鋼構造物の局部座屈後の研究は数多く行われているが、これらは局部座屈現象が部材の崩壊形式となるような場合を想定し、素材の応力－ひずみ関係や降伏比、部材の最終成形状態や断面形状および部材の断面を構成する板要素の幅厚比（径厚比）をパラメータとしたものである。加藤、西山⁴⁾は純圧縮力を受ける閉断面短柱部材の応力上昇率を、幅厚比・鋼素材特性（剛－塑性流れ－歪硬化タイプ、剛－歪硬化タイプ）をパラメータとして統計的に求めた。また、呉、加藤⁵⁾はH形断面のフランジとウェブの連成作用によって、局部座屈に及ぼす影響を、両者の幅厚比の組み合わせによって統計的に評価している。さらに、加藤⁶⁾⁷⁾は軟鋼と高張力鋼につき、短柱の局部座屈耐力の統計的評価値に基づいて、断面の幅厚比と曲げおよび曲げと圧縮を受ける部材の塑性変形能力との関係式を提示した。

鈴木、桑村⁸⁾はウェブがフランジに与える座屈拘束効果を評価し、H形断面柱としての局部座屈耐力に対する推定式を求めた。さらに、単純支持部材の一端に曲げモーメントが作用する場合の梁と梁－柱の局部座屈耐力と変形能力に関する推定式を求めた。また、桑村⁹⁾は降伏比の異なる高張力鋼を用いたH形断面短柱の終局強度と変形能力について実験を行い、降伏比の低い高張力鋼の方が応力上昇率・塑性率・エネルギー吸収能力とも高いことを示した。山田・秋山・桑村¹⁰⁾は、箱形断面鋼部材の製造方法（溶接組立，ロール成形，プレス成形）別の短柱圧縮挙動を示した。しかしこれらは殆どが炭素鋼でステンレスの研究は文献19) だけである。

本論で対象にしたステンレス鋼部材は、H形断面部材、正方形中空断面部材および円形中空断面部材で、各々SUS304製とSUS304N2製である。また、炭素鋼SS400については既往の文献を引用したり、実際に実験を行ってその結果をステンレス鋼と比較する。

各章の概要は以下の通りである。

第1章では、研究の目的と概要、本論の要点並びにステンレス鋼の特性を挙げ、構造材料としての利点と欠点を炭素鋼と比較した形で述べている。

第2章では、短柱部材が一樣純圧縮力を受けたときの最大応力度(σ_u) とそのときの降伏応力度(σ_y)との関係を応力上昇率($S = \sigma_u / \sigma_y$)で表し、これと部材を構成する板要素の幅厚比(径厚比)との関係式について示す。そして、曲げおよび曲げ圧縮を受けた部材にこの関係式を適用して、部材の局部座屈後の最大耐力と変形能力を予測する。その方法は、曲げおよび曲げ圧縮を受ける部材が座屈しないものとして、部材内最大曲げモーメントと塑性変形角の関係を最大応力点の縁応力を媒介変数として表す。このとき部材は2フランジ断面に置き換え、材料の応力-ひずみ関係は剛-ひずみ硬化型にモデル化して単純な数学解として与えている。この最大曲げモーメントと塑性変形角の関係式の最大縁応力度と短柱圧縮試験の座屈最大応力度とを等値することによって部材の最大耐力と塑性変形能力を予測する。

第3章では、部材実験の概要と結果を示す。H形断面部材では素材試験、短柱圧縮試験、曲げ(梁部材)実験および曲げ圧縮(柱部材)実験について述べる。正方形中空断面部材と円形中空断面部材では素材試験、短柱圧縮試験および曲げ圧縮(柱部材)実験について述べる。素材はステンレス鋼SUS304とSUS304N2の2種類であり、正方形中空断面部材については炭素鋼SS400についても実験を行いこれらを比較する。

第4章では、第2章で示した部材の最大耐力と塑性変形能力の予測式に、第3章で求めた短柱圧縮試験の座屈最大応力度と幅厚比(径厚比)との関係式を用いて部材の最大耐力と塑性変形能力の予測値を求め、部材実験値と比較して予測式の妥当性を検証する。

第5章では、第4章で検証された応力上昇率と幅厚比(径厚比)の関係式から、実用設計において要求される部材の変形能力を示す3つの幅厚比区分に対する限界幅厚比を提示する。文献2)に準じ、塑性変形倍率 $\eta(\theta_u / \theta_p - 1$ 、または $\delta_u / \delta_p - 1$)の値(P-I: $\eta = 4.0$ 、P-II: $\eta = 2.0$ 、P-III: $\eta = 0$)に対しそれぞれの幅厚比(径厚比)制限式を求める。さらに、この制限式に本実験で使用した材料の機械的性質を代入して、対象断面を構成する各板要素の限界幅厚比を示す。

第6章では結論として、建築構造用鋼材としてのステンレス鋼の各種特性を述べ部材の最大耐力と塑性変形能力、さらに塑性変形能力に応じた幅厚比(径厚比)制限の総括をする。

1. 3 ステンレス鋼の特性

ステンレス鋼を建築用材料として一般に使用するようになったのはそれほど古くはなく、1958年に薄板を量産できるようになってからである。ステンレスは、クロム(約12%~32%)とニッケルを含んだ鉄系の合金で、大気中で酸化することによって表面に保護皮膜(不動態皮膜)を形成し、耐食性に優れた性質を持っている。

また、耐久性、強度、耐熱性や意匠性にも優れ、高級なイメージをもった材料としても注目されており、現在では需要量も急増している。

建築分野での用途としては、内外装材、屋根材、防災設備、配管や金物などで幅広く使われている。これらは、ほとんどが薄板や管を使用しておりその鋼類は用途に応じて様々である。このように、生産量が増加し、新しい製造技術や設備の開発によって品質向上やコストダウンが達成されてきた。

構造材料として使用する場合、建築基準法にその規定がないので、個別認定を必要とする。ここでは構造材料に適した鋼種や、その性質について、炭素鋼SS400と比較しながら整理する。

1) ステンレス鋼の分類

ステンレス鋼を成分、金属組織、及び硬化性で分類すると表-1.1¹⁾のようになる。また、オーステナイト系ステンレス鋼とSS400の化学成分¹²⁾の比較を表-1.2に示す。表中上欄はJIS規格で定められた上限値であり、下欄は一連の実験で用いたミルシートの値である。

ステンレス鋼は大別して13クロム鋼(SUS410系)と18クロム鋼(SUS430系)及び18クロム-8ニッケル(SUS304系)の3種類がある。これらは結晶の違いにより、マルテンサイト系、フェライト系、オーステナイト系となり、硬化性に違いが生じる。

オーステナイト系ステンレス鋼は冷間加工すると硬化する。これを利用してハード材として使用されることがある。また、クロム、ニッケル以外の元素を添加することにより強度、耐食性、耐酸性を向上することができる。この添加元素としてモリブデン(Mo)、銅(Cu)、チッ素(N)、ニオブウム(Nb)、チタニウム(Ti)などがある。SUS304N2はMn, N, Nbを添加して強度を高めた材料である。

表 -1.1 ステンレスの分類

分 類	クロム系ステンレス		クロムニッケル系ステンレス
成 分 金属組織 硬化性	1 3 %クロム マルテンサイト 焼き入れ硬化性	1 8 %クロム フェライト 非焼き入れ硬化性	1 8 %クロム・8 %ニッケル オーステナイト 加工硬化性
主な鋼種	SUS410	SUS430	SUS304,SUS304N2,SUS316

表 -1.2 素材の化学成分

種 類	C %	Si %	Mn %	P %	S %	Ni %	Cr %	Mn %	N %	Nb %
SUS304	0.08	1.0	2.0	0.045	0.03	8.0	18	—	—	—
	～					～				
	以下	以下	以下	以下	以下	10.5	20			
	0.05	0.57	0.83	0.029	0.02	8.53	18.26			
SUS304N2	0.08	1.0	2.5	0.045	0.03	7.5	18	—	0.15	0.15
	～					～	～			
	以下	以下	以下	以下	以下	10.5	20	0.3		
SS400	-	-	-	0.05	0.05	-	-	-	-	-

2) ステンレス鋼の物性、機械的特性、一般耐食特性

ステンレス鋼と炭素鋼 S S 4 0 0 の物理的性質、機械的性質および耐食性について表 -1.3¹³⁾ に示す。クロム系ステンレス鋼は溶接が極めて難しいため、建築構造物には適さない。従って、今後は建築構造物材料に適したオーステナイト系ステンレス鋼について述べる。

現在、建築用にはオーステナイト系ステンレス鋼が最も多く使われている。ステンレス鋼 S U S 3 0 4 は、熱伝導率が炭素鋼に比べて約 1 / 3 と小さいため、耐火性能が優れており耐火被覆が不要となる。ちなみに炭素鋼の F N 鋼（耐火鋼）よりは遥かに優れている。熱膨張率は約 1.5 倍と大きくなっているため局部的な加熱や溶接加工では熱がこもり、ひずみが大きくなる恐れがあるが、磁性はなく、溶接性に優れている。

機械的特性は炭素鋼に比べ引張強さ、伸び率ともに大きく、延性および靱性に富んでいる。更に低温域、高温域とも強度特性は良好に保持される。

図 -1.1 に本研究で使用した S U S 3 0 4 , S U S 3 0 4 N 2 , S T K R 4 0 0 の応力－歪関係と、炭素鋼 S S 4 0 0 の代表的な応力－歪関係を示す。また、表 -1.4 に文献 14) のステンレス鋼の機械的性質を示す。

これらによると、降伏耐力近傍の応力－歪関係は、S U S 3 0 4 及び S U S 3 0 4 N 2 には明確な降伏点が見られない。このように降伏滑り棚がなく、降伏後直ちに歪硬化域に入るバイリニア型であるため、炭素鋼のそれとは異なっている。また、図 -1.1 に示した一様伸び（▽印）や降伏比（表 -1.3）についても炭素鋼のそれとは大きく異なり、弾性および非弾性域における柱の曲げ座屈、梁の横座屈、断面構成要素の局部座屈特性など炭素鋼の知見をそのまま使用出来ないことが窺える。

一般耐食特性は、S U S 3 0 4 の耐候性、耐酸性および耐アルカリ性などが優れている。

3) ステンレスの成形特性

ステンレス鋼は、通常全て熱処理を施して使用されるものである。その場合、熱処理条件（焼入、焼戻、焼鈍、固溶化処理）や加熱温度によって機械的性質が異なる。オーステナイト系ステンレス鋼 S U S 3 0 4 は 1 0 1 0 ～ 1 1 5 0 度で加熱し急冷したもので、降伏耐力が 26 kgf/mm^2 、引張強さ 60 kgf/mm^2 、伸び 6 0 % となっており、低降伏比と優れた靱性をもっている。ステンレス鋼の成形加工は比較

的容易だが、大きな歪硬化を受けるため機械的性質に差が生じる。従って冷間加工後は固溶化熱処理を施す必要がある。円形中空断面部材ではこの方法により機械

表 -1.3 ステンレス鋼の主な材料特性

鋼 種		マルテンサイト系鋼 SUS 410	フェライト系鋼 SUS 430	オーステナイト系鋼 SUS 304	炭素鋼 SS400
物理的性質	物 比 重 (g/cm^3)	7.7	7.7	7.9	7.8
	線膨張係数 (*1)	9.9	10.4	17.3	11.2
	熱伝導率 (*2)	0.059	0.062	0.039	0.12
	比 熱 (cal/g・℃)	0.11	0.11	0.12	0.1
	磁 性	有	有	無	有
溶 接 性		困 難	良	優	優
機械的性質	弾性率 ($\times 10^3 tf/cm^2$)	2.04	2.04	1.97	2.10
	降伏耐力 (tf/cm^2)	2.8	3.1	2.6	2.8
	引張強さ (tf/cm^2)	5.2	5.6	6.0	4.4
	降伏比	0.53	0.55	0.43	0.64
	伸び (%)	25	27	60	28
	耐低温性	不 良	不 良	< -200℃ (遷移温度なし)	-45℃ 靱性低
	耐高温性	600℃	550℃	700℃	450℃
一般耐食性	耐候性	フェライト系鋼に劣る	オーステナイト系鋼に劣る	優	
	耐塩化物腐食性 (孔食)	不 良	不 良	良	
	耐塩化物腐食性 (応力)	優	優	不 良	
	耐<60%硝酸	良	良	優	
	耐 硫 酸	不 良	不 良	不良～優	
	耐 酢 酸	不 良	良	優	
	耐アルカリ性水素脆性	良 大	良 大	優 無	

* 1 : ($\times 10^{-6}/^{\circ}C$) * 2 : (cal/cm・S・℃)

的性質を復元することが出来るが、正方形中空断面部材では冷間成形のままとなり歪硬化の影響が残る。

S U S 3 0 4 N 2 は、炭素鋼の S M 4 9 0 相当の耐力を期待して、現在開発中であり、未だ汎用化されていない。従って成形方法も確立されておらず、本研究で使

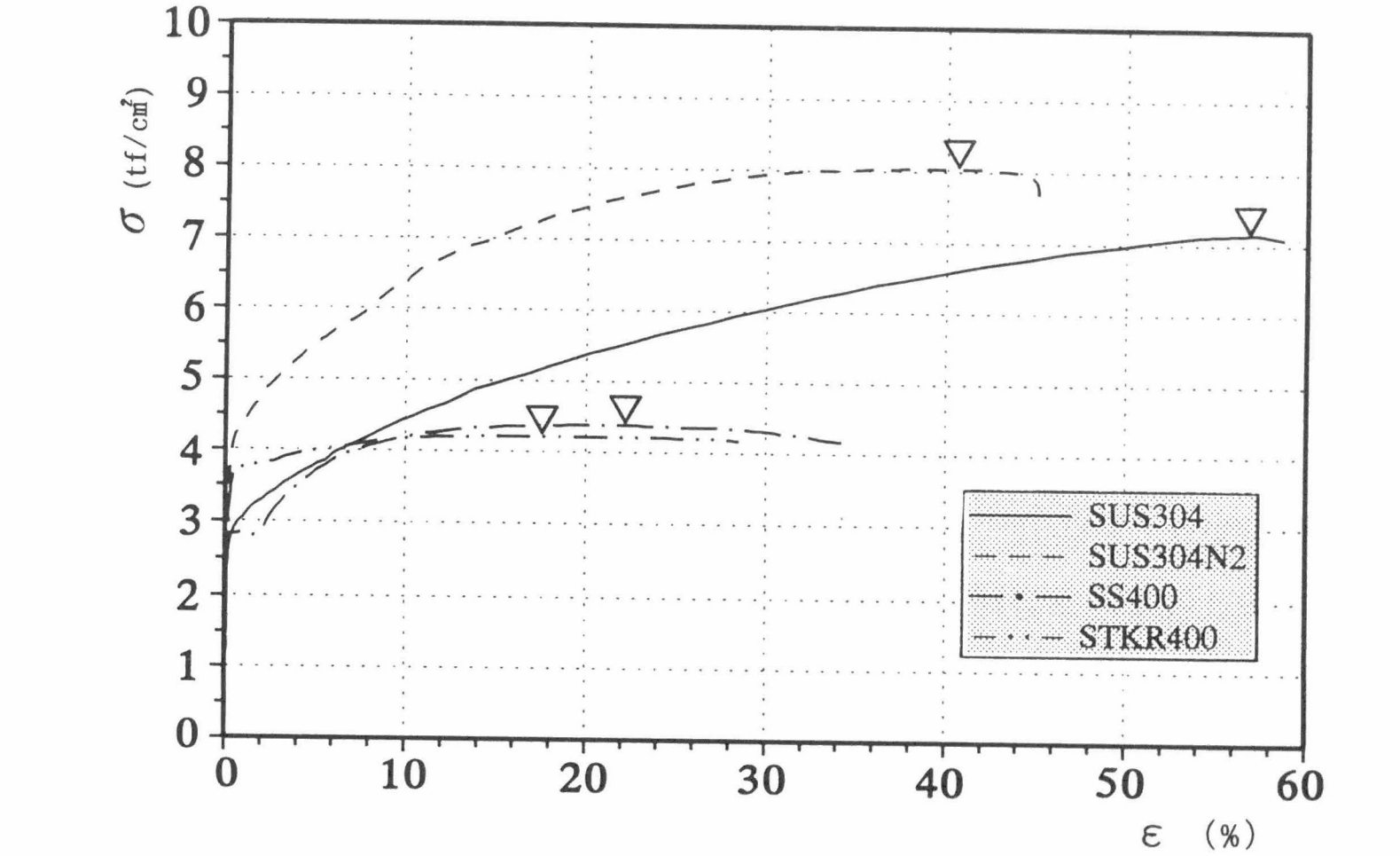


図 -1.1 素材の応力－歪関係

表 -1.4 ステンレス鋼の機械的性質 ¹⁴⁾

鋼 種	降伏強度 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	一様伸び (%)	降伏比
SUS304	31 ¹⁾	61	45	0.51
SUS304N2	38 ¹⁾	73	38	0.52
SS41	27 ²⁾	43	22	0.63
SM50	38 ²⁾	54	18	0.70

1) 0.2%オフセット耐力

2) 下降伏点

第2章 部材の最大耐力と変形能力の評価方法

2.1 基本概念

曲げおよび曲げと圧縮を受ける鋼部材の塑性変形能力は、荷重面外への横座屈挙動、荷重面内の変形挙動および局部座屈挙動によって支配される。これらの内、曲げねじり座屈に対しては、スラブや小梁などで十分な拘束を与えるかまたは細長比制限を設けてその挙動が先行しないようにする。また、荷重面内の変形挙動（付加曲げによる面内不安定）は別個に取り扱うものとし、板要素の局部座屈現象によって塑性変形能力が決定されるという観点にたって部材の最大耐力と変形能力を評価する。板要素の弾性座屈の理論解は求められているが、塑性域においては未だ求められておらず、部材の局部座屈挙動に至ってはその理論解を求めることは極めて困難である。しかし、変形能力という観点からは局部座屈挙動が極めて重要であり、これを除いて論ずることはできない。

本研究では部材の最大耐力と変形能力を評価する方法として、まず、比較的容易に導くことのできる短柱圧縮試験によって板要素の局部座屈挙動を把握する。これは断面を構成する板要素の相互作用、例えばH形鋼ではフランジの局部座屈をウェブが拘束し、逆にウェブの局部座屈をフランジが拘束するとか、また、閉断面部材においては座屈モード（伸張型モード、不伸張型モード）と関係するので実験によって求めることになる。この結果求めた応力上昇率と幅厚比（径厚比）の関係を、曲げおよび曲げと圧縮を受ける部材に適用し、局部座屈を伴う部材の最大耐力と変形能力を評価する。このようなことから本章ではこれらの評価式を提案し、後に求める部材実験結果と比較し検証する。以下にその評価方法の概念を述べる。

軸力（零を含む）と曲げを受けるステンレス鋼部材の最大曲げモーメントと塑性変形の関係を、最大応力点の縁応力を媒介変数として単純な数学式で表す。その際、全塑性モーメントと断面積が原断面部材と等しくなるような平行フランジモデルに置き換える。また、ステンレス鋼素材の応力-歪関係を剛-歪硬化型にモデル化する。一方、幅厚比をパラメータとした一連の短柱圧縮試験（スタブカラムテスト）を行って座屈最大応力度と幅厚比（径厚比）の関係を統計的手法によって求める。そして、この座屈応力度と部材に生じる最大縁応力度を等値する事によって部材の最大耐力と塑性変形能力を予測する。即ち、部材内最大応力度が座屈崩壊強度に達した時の部材耐力・塑性変形量を求めることを意味する。

2.2 局部座屈を伴う短柱の最大応力度

H形断面部材、正方形中空断面部材の断面を構成する板要素を1つの平板としたときの弾性座屈応力度 σ_{σ} は一般に(2.1)式で表される。

$$\sigma_{\sigma} = \frac{\kappa \pi^2 E}{12(1 - \nu^2)} \left(\frac{t}{B} \right)^2 \quad (2.1)$$

κ : 板座屈係数

E : 弾性係数

ν : ポアソン比

t : 平板の厚さ

B : 平板の幅

これを非弾性局部座屈耐力に拡張すると(2.2)式で表される¹⁵⁾。

$$\sigma_{\sigma} = k E_r \left(\frac{t}{B} \right)^2 \quad (2.2)$$

k : 支持条件、ポアソン比によって決まる係数

E_r : 塑性域に於ける鋼の低減係数

また、円形断面の弾性局部座屈応力度 σ_{σ} は一般に(2.3)式で表される。

$$\sigma_{\sigma} = 0.4 E \left(\frac{t}{D} \right) \quad (2.3)$$

D : 部材の外径

これを非弾性局部座屈耐力に拡張すると(2.4)式で表される。

$$\sigma_{\sigma} = k' E_r \left(\frac{t}{D} \right) \quad (2.4)$$

非弾性域では $k(k')$ 、 E_r 共に塑性歪に依存し理論的に求め難い。このため短柱圧縮試験によって、板要素の幅厚比（径厚比）と局部座屈耐力との関係式を統計的手法によって求める。そして、曲げ及び曲げと圧縮を受ける部材にこの関係式を修正した形で適用させ、これらの最大耐力を予測する。

2. 2. 1 H形断面短柱

H形鋼は、フランジとウェブがそれぞれの局部座屈に対して拘束材あるいは誘発材として作用する。従って、これら相互の連性作用が部材の局部座屈に及ぼす影響を、それぞれの板要素の幅厚比をパラメータとして求める。その手法として、まず、短柱圧縮試験を行い、純圧縮を受ける部材の応力上昇率 S の実験式を統計的手法によって求める。ここで応力上昇率とは、スタブカラムテストの最大応力度 σ_u と降伏応力度 ${}_s\sigma_y$ との比

$$S = \frac{\sigma_u}{{}_s\sigma_y}$$

で定義され、得られた実験式は、局部座屈を伴う梁および梁-柱の最大耐力の評価において基礎的な資料として用いられる。

H形断面の幾何学的形状を図-2.1に示す。

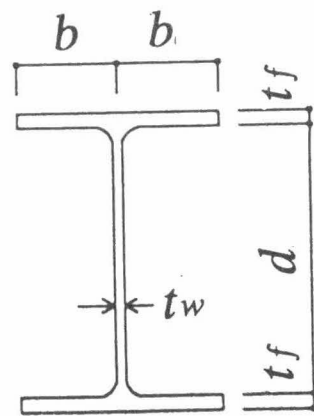


図-2.1 断面形状

また、素材の機械的性質の無次元化としては、素材の弾性係数 E 、フランジの降伏強度 σ_{yf} およびウェブの降伏強度 σ_{yw} とする。

フランジの座屈パラメータ α_f とウェブの座屈パラメータ α_w はそれぞれの断面形状と素材の機械的性質によって無次元化され、応力上昇率 S は座屈パラメータの関数で表される。

$$S = \frac{\sigma_u}{{}_s\sigma_y} = f(\alpha_f, \alpha_w) \quad (2.5)$$

$$\alpha_f = \frac{E}{\sigma_{yf}} \left(\frac{t_f}{b} \right)^2 \quad (2.6)$$

$$\alpha_w = \frac{E}{\sigma_{yw}} \left(\frac{t_w}{d} \right)^2 \quad (2.7)$$

${}_s\sigma_y$: スタブカラムテストの応力-歪関係より求めた降伏強度 (0.1%offset 値)

E : ヤング係数 (tf/cm²)

σ_{yf} : フランジ材の降伏強度 (tf/cm²)

σ_{yw} : ウェブ材の降伏強度 (tf/cm²)

応力上昇率の逆数 $1/S$ と、座屈パラメータの逆数 $1/\alpha_f$ 、 $1/\alpha_w$ との間に(2.8)式のような線形関係が成り立つものとして C_1 、 C_2 、 C_3 を重回帰分析によって求める。

$$\frac{1}{S} = C_1 + C_2 \frac{1}{\alpha_f} + C_3 \frac{1}{\alpha_w} \quad (2.8)$$

2. 2. 2 閉断面短柱

正方形中空断面部材と円形中空断面部材の形状を図-2.2に示す。

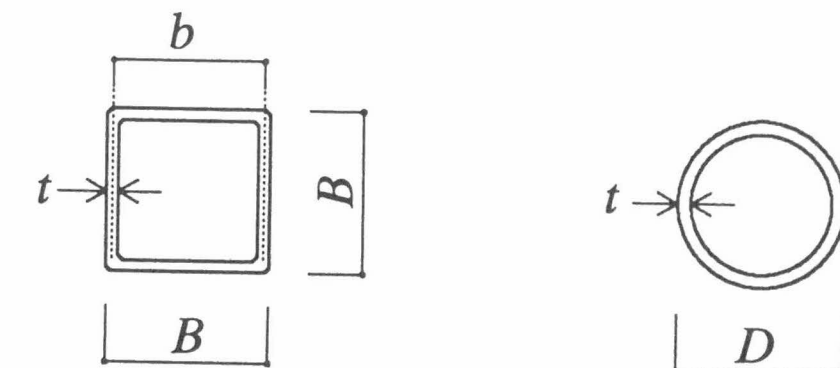


図-2.2 断面形状

正方形中空断面部材の非弾性局部座屈は、一辺の長さ B を板幅とした耐力式(2.2)式で表される。応力上昇率はスタブカラムテストの最大応力度 σ_u と降伏応力度 ${}_s\sigma_y$ との比 $S = \sigma_u/{}_s\sigma_y$ で定義され、座屈パラメータ α との関係で表すと(2.9)式になる。

$$S = \frac{\sigma_u}{{}_s\sigma_y} = k \frac{E_r}{\sigma_y} \left(\frac{t}{B} \right)^2 = k \left(\frac{E_r}{E} \right) \alpha \quad (2.9)$$

$$\alpha = \frac{E}{\alpha_y} \left(\frac{t}{B} \right)^2 \quad (2.10)$$

σ_y : スタブカラムテストの応力－歪関係より求めた降伏強度（0.1%offset 値）

σ_y : 素材の降伏強度（0.1%offset 値）

E : 塑性域における鋼の低減係数

円形中空断面部材の非弾性局部座屈は、 D を外径とした耐力式（2.4）式で表され、応力上昇率 S は、座屈パラメータ α の関数として次式で表される。

$$S = \frac{\sigma_u}{\sigma_y} = k' \frac{E_r}{\sigma_y} \left(\frac{t}{D} \right) = k' \left(\frac{E_r}{E} \right) \alpha \quad (2.11)$$

$$\alpha = \frac{E}{\alpha_y} \left(\frac{t}{D} \right) \quad (2.12)$$

応力上昇率の逆数 $1/S$ と、座屈パラメータの逆数 $1/\alpha$ との間に（2.13）式のような線形関係が成り立つものとして C_1 、 C_2 を回帰分析によって求める。

$$\frac{1}{S} = C_1 + C_2 \frac{1}{\alpha} \quad (2.13)$$

2. 2. 3 ウェブの有効幅厚比

1) H形断面部材

曲げおよび曲げ圧縮を受ける部材は、ウェブに生じる応力分布が傾斜しており、均等圧縮応力を受ける部材より有利となる。従って、純圧縮を受けたときの応力上昇率を修正して部材の最大耐力に応用する。しかし、この応力勾配の効果は未だ量的に解明されていないので次のような方法によりウェブの幅厚比で反映する。

図-2.3により全塑性状態において塑性中立軸を求め、その圧縮側を有効ウェブ長さ d_e として（2.14）式¹⁵⁾より求める。ただし塑性中立軸が引っ張り側フランジに達する場合は修正しない。

$$d_e = \frac{d}{2} + x = \frac{d}{2} + \frac{\rho}{2t_w} \left\{ 2A_f \left(\frac{\sigma_{yf}}{\sigma_{yw}} \right) + A_w \right\} \quad (2.14)$$

ρ : 軸力比 $\left\{ N / (2A_f\sigma_{yf} + A_w\sigma_{yw}) \right\}$

N : 軸力

A_f : フランジの断面積

A_w : ウェブの断面積

σ_{yf} : フランジ材の素材の降伏強度

σ_{yw} : ウェブ材の素材の降伏強度

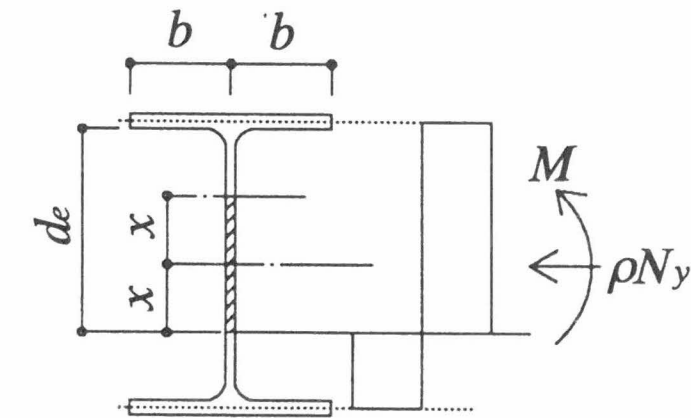


図-2.3 H形断面部材ウェブの有効幅

修正応力上昇率 S_m は（2.7）式の d に（2.14）式の d_e を代入して求める。

$$\frac{1}{S_m} = C_1 + C_2 \frac{1}{\alpha_f} + C_3 \frac{1}{(\alpha_w)_e} \quad (2.15)$$

$$(\alpha_w)_e = \frac{E}{\sigma_{yf}} \left(\frac{t_w}{d_e} \right)^2$$

2) 正方形中空断面部材

正方形中空断面部材においても、両側のウェブに生じる応力分布が傾斜しており、均等圧縮応力を受ける部材より有利となる。従って、（2.13）式を修正して部材の最大耐力に応用する。図-2.4により全塑性状態において塑性中立軸を求め、ウェブの

圧縮側領域と純圧縮要素（フランジ）との平均的値として有効幅厚比（ B_e/t ）を (2.16) 式¹⁶⁾より求める。

$0.5 \geq \rho \geq 0$:

$$\begin{aligned} \frac{B_e}{t} &= \frac{b + 2b_e}{3t} = \frac{2b(0.5 + \rho) + b}{3t} = \frac{2b}{3t}(1 + \rho) \\ &= \frac{2}{3} \left(\frac{B}{t} - 1 \right) (1 + \rho) \end{aligned} \quad (2.16)$$

$1.0 \geq \rho > 0.5$:

$$B_e = B$$

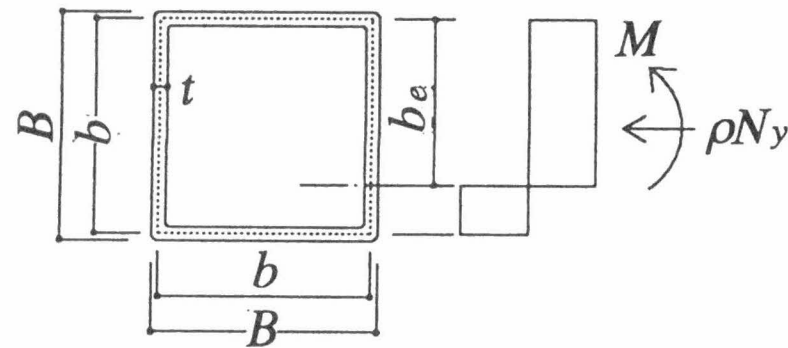


図-2.4 正方形中空断面部材ウェブの有効幅

修正応力上昇率 S_m は (2.13) 式と (2.16) 式より次式で表される。

$$\frac{1}{S_m} = C_1 + C_2 \frac{\sigma_y}{E} \left(\frac{B_e}{t} \right)^2 \quad (2.17)$$

3) 円形中空断面部材

円形中空断面部材も曲げ及び曲げ圧縮を受けるとモーメント勾配が生じ、純圧縮に比べて有利と思われるが、屈服現象との関連もあって明確な差異が見い出せない。従って、径厚比の修正は行わず (1.13) 式の S が S_m に相当するものとする。

2. 3 部材の最大耐力

2. 3. 1 部材のモデル化

1) 鋼材の応力－歪関係

ステンレス鋼材料の応力－歪関係を、降伏後直ちに歪硬化に入るものとした剛歪硬化モデルにモデル化する。このモデルは塑性変形成分のみで表されるので便利である。以下に具体的なモデルを示す。

冷間成形材及びステンレス鋼の応力－歪関係を図-2.5に示すような剛－歪硬化モデルにモデル化する。

ここで、 σ_0 : 導入軸応力度(= $\rho\sigma_y$) ρ : 軸力比 $\{N_0/(A\sigma_y)\}$
 N_0 : 導入軸力 A : 断面積
 σ_y : 降伏強度 σ_u : 最大応力度
 ϵ_u : σ_u に対応した歪度 E_{st} : 歪効果係数

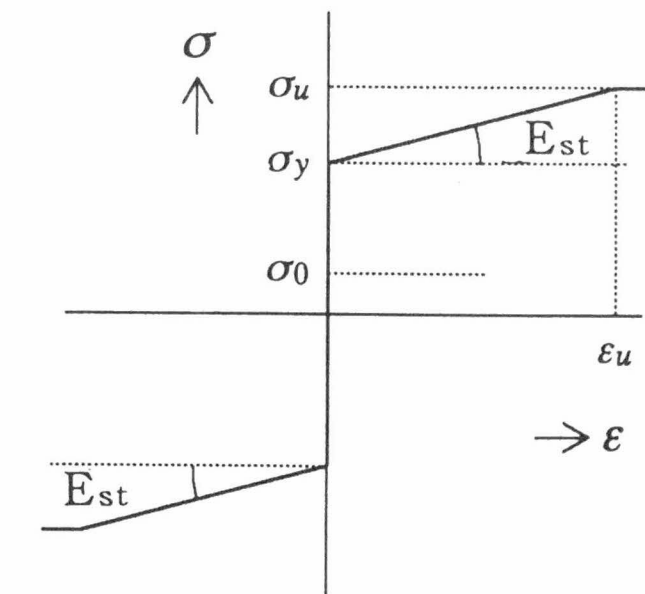


図-2.5 剛－歪硬化モデル

2) パラレルフランジモデル

本論文で扱う部材の断面形状はH形断面、正方形中空断面及び円形中空断面である。図-2.6にこれらの断面形状とモデル化の図を示す。モデル化にあたって次の条件で原断面との等価性を保つこととする。

- a) 断面積を等しくする。
- b) 全塑性モーメントを等しくする。

これらの断面の置き換えについては付録1を参照とする。

モデル化した断面は図-2.6に示すようにウェブプレートの影響を無視し、断面の各フランジの重心に応力が集中していると仮定する。

部材は曲げモーメントMと軸力Nを受け、軸力による垂直応力度 σ_0 は

$$\sigma_0 = \rho \sigma_y = \frac{N_0}{2A_e} = \frac{\rho N_y}{2A_e}$$

A_e : 片側フランジの断面積, N_y : 降伏軸力(= $2A_e\sigma_y$)

であり、置き換え断面による曲げ応力度は次のようになる。

$$\sigma_f = \frac{M}{h_e A_e}$$

h_e : 断面の中心間の距離

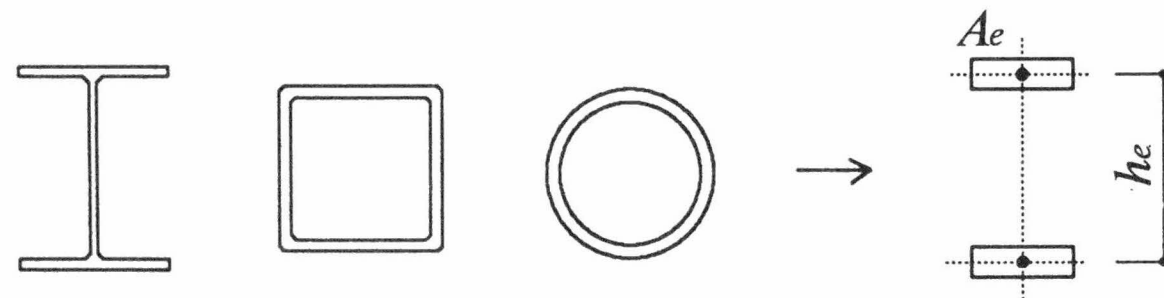


図-2.6 パラレルフランジモデル

2. 3. 2 部材の最大曲げ耐力

1) H形断面部材

曲げおよび曲げ圧縮を受ける部材の圧縮力を受ける部分が、2フランジ断面の片側と仮定すると、最大応力度 σ_u は短柱部材の S を修正した S_m と降伏応力度 $s\sigma_y$ との間に(2.18)式の関係がある。

$$\sigma_u = S_m s \sigma_y \quad (2.18)$$

従って、曲げのみを受ける部材の最大耐力 M_u は(2.19)式で求められる。

$$M_u = S_m s \sigma_y Z_p \quad (2.19)$$

Z_p : 全塑性断面係数(付2.1参照)

また、曲げ圧縮を受ける部材の最大耐力 M_u は軸力比 ρ の影響を受けて、 $M_u = (S_m - \rho)s\sigma_y Z_p$ 、 $M_{pc} = (1 - \rho)s\sigma_y Z_p$ であるから(2.20)式で表される。

$$M_u = \frac{S_m - \rho}{1 - \rho} s \sigma_y Z_{pc} \quad (2.20)$$

Z_{pc} : 軸力を考慮した全塑性断面係数(付2.1参照)

M_{pc} : 軸力を考慮した全塑性モーメント(付2.1参照)

2) 閉断面部材

曲げ圧縮を受ける正方形中空断面部材及び円形中空断面部材の最大耐力 M_u は、H形断面部材と同様に軸力比 ρ の影響を受けて、 $M_u = (S_m - \rho)s\sigma_y Z_p$ 、 $M_{pc} = (1 - \rho)s\sigma_y Z_p$ であるから(2.21)式で求められる。

$$M_u = \frac{S_m - \rho}{1 - \rho} s \sigma_y Z_{pc} \quad (2.21)$$

Z_{pc} : 軸力を考慮した全塑性断面係数(付2.2, 2.3参照)

M_{pc} : 軸力を考慮した全塑性モーメント(付2.2, 2.3参照)

2. 4 部材の変形能力の評価式

ラーメン部材が曲げおよび曲げ圧縮を受けたときの挙動を明らかにする場合、図-2.7に示すように柱、梁の地震時曲げモーメント分布をシミュレートするものとして片持梁を用いる。つまり、一端固定・他端自由の部材の自由端に軸圧縮力（零を含む）とせん断力が作用する問題として論じることが一般的である。柱には軸力による付加曲げ効果が生ずるが、多層ラーメンの柱は概して細長比が小さく、付加曲げ効果を見ても実質的な誤差は生じないものとし、図-2.8に示すように先端より固定端まで線形に分布するものとする。さらに、前提条件として部材のせん断変形は考慮しないものとする。

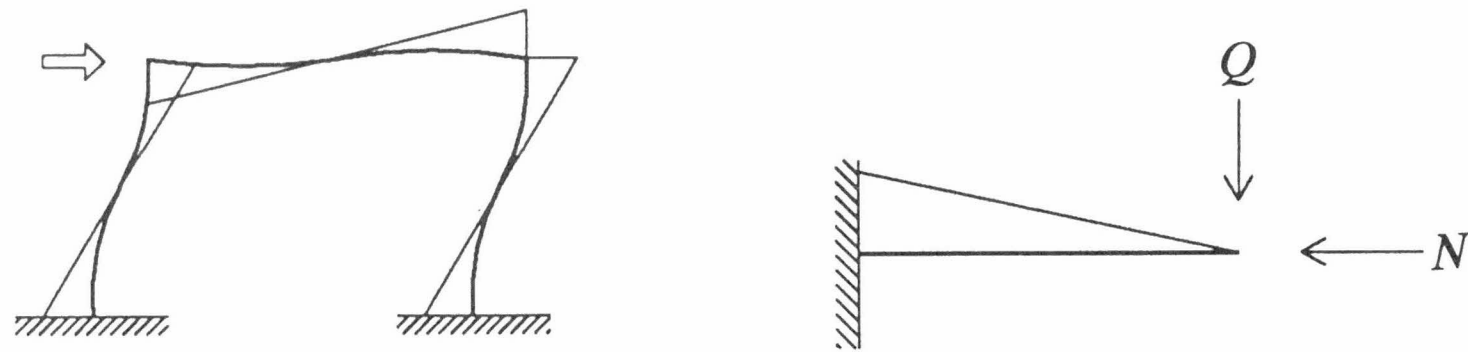


図-2.7 骨組みの変形と片持梁モデル

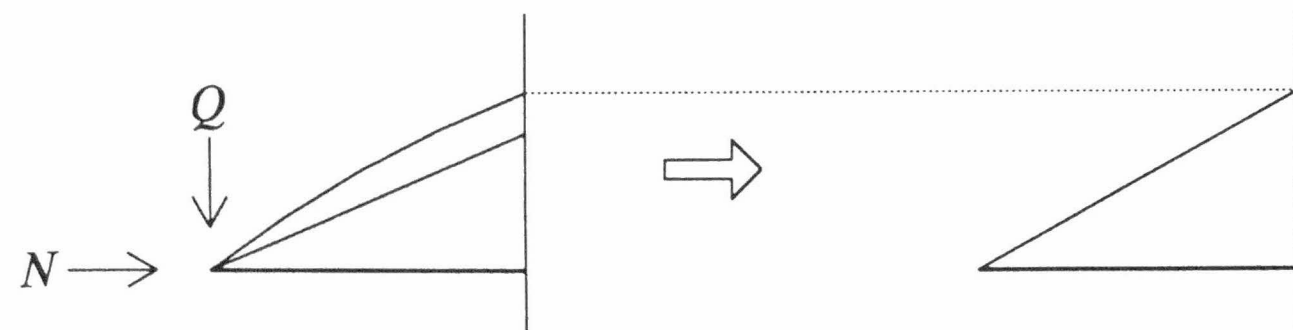


図-2.8 モーメント分布

2. 4. 1 モーメント－曲率関係

1) 崩壊に至るまで引張側フランジが降伏しない場合

$$: \rho > (S_m - 1) / 2$$

$S_m - \rho < 1 + \rho$ 即ち $\rho > (S_m - 1) / 2$ の場合圧縮側フランジの応力度が σ_u に達し終局状態に至るまで、引張側フランジは降伏しない。

図-2.9.1 に応力－歪関係を示す（図中の番号は順序を示し、付録3でその誘導の過程を説明）。図-2.9.2 にモーメント－曲率関係を示す。

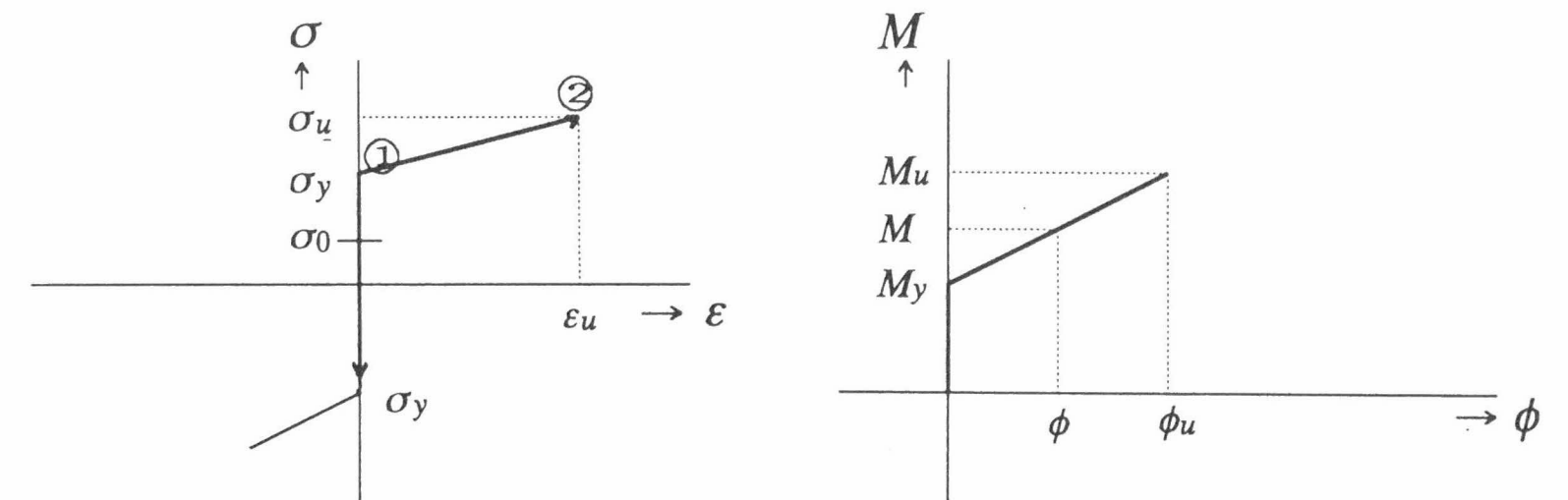


図-2.9.1 応力－歪関係

図-2.9.2 モーメント－曲率関係

歪硬化開始点ではモーメントは (2.22) 式で与えられる。

$$M_y = (\sigma_y - \sigma_0) A_e h_e = (1 - \rho) M_p \quad (2.22)$$

ここに

ϕ : 曲率 ($= \epsilon / h_e$)

M_p : 断面の全塑性モーメント ($= A_e h_e \sigma_y$)

歪硬化開始以降では歪硬化によるモーメント増分 ΔM と E_{st} は次のようになり

$$\Delta M = \Delta \sigma A_e h_e$$

曲げ剛性は

$$D' = \frac{\Delta M}{\Delta \phi} = \frac{\Delta \sigma A_e h_e}{(\Delta \epsilon / h_e)} = E_{st} A_e h_e^2 = 2 E_{st} I_e = D \quad (2.23)$$

ここに

$$E_{st} = \Delta \sigma / \Delta \varepsilon$$

$$\Delta \phi = \Delta \varepsilon / h_e$$

D : 歪硬化域における曲げ剛性

I_e : 置き換え断面の断面 2 次モーメント ($= A_e h_e^2 / 2$)

圧縮フランジが降伏を始めるとモーメント－曲率関係は (2.24) 式で与えられる。

$$M = (1 - \rho)M_p + D\phi \quad (2.24)$$

さらに、終局状態では M と ϕ は次のようになる

$$M_u = (S_m - \rho)M_p \quad (2.25)$$

このモーメントに対応する曲率は、(2.24) 式の ϕ に ϕ_u を、 M に (2.25) 式を代入して

$$\phi_u = \frac{(S_m - 1)M_p}{D} \quad (2.26)$$

この場合のモーメント－曲率関係を図 -2.10 に示す。

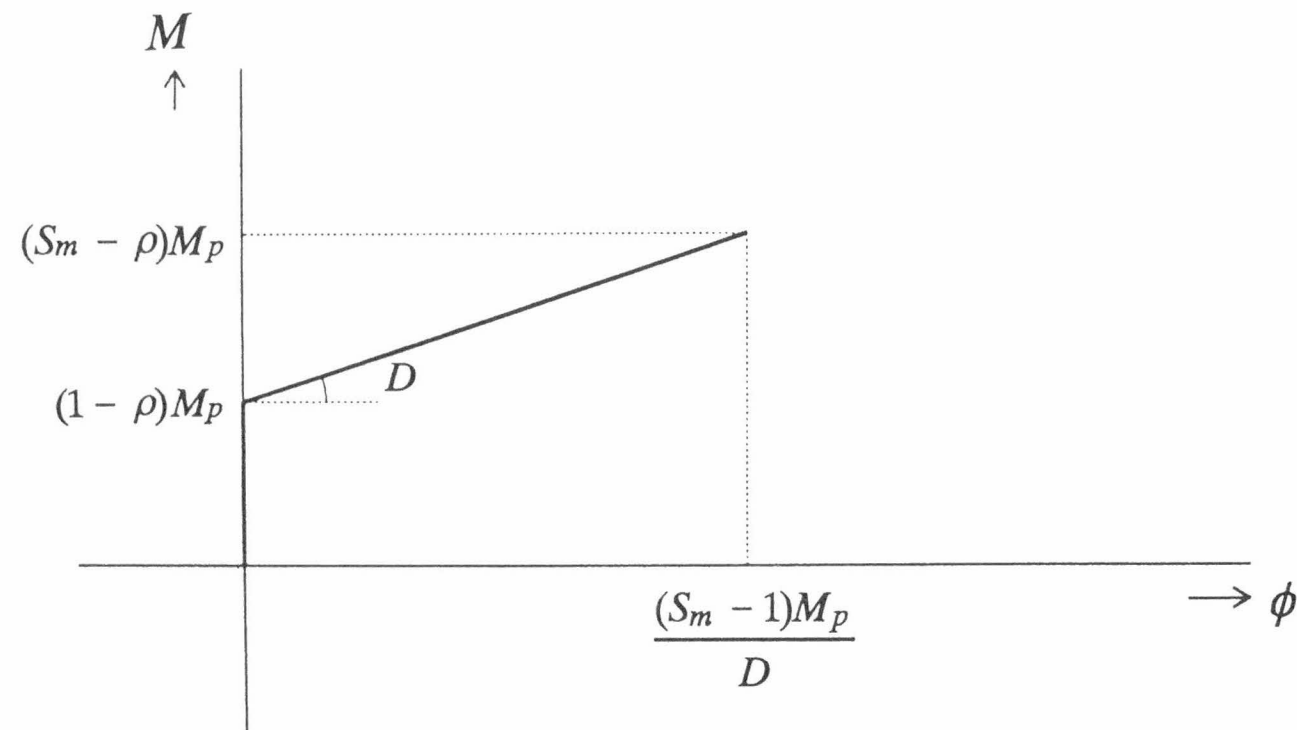


図 -2.10 モーメント－曲率関係 $\{\rho > (S_m - 1) / 2\}$

2) 圧縮フランジの降伏後、引張側フランジが降伏する場合

$$: 0 < \rho \leq (S_m - 1) / 2$$

この場合においては載荷途中に引張フランジも降伏し、モーメントが $(1 + \rho)M_p$ に達するまで、その挙動は 1) のそれと同じである。

図 -2.11.1 に応力－歪関係（付録 3 参照）を、図 -2.11.2 にモーメント－曲率関係を示す。

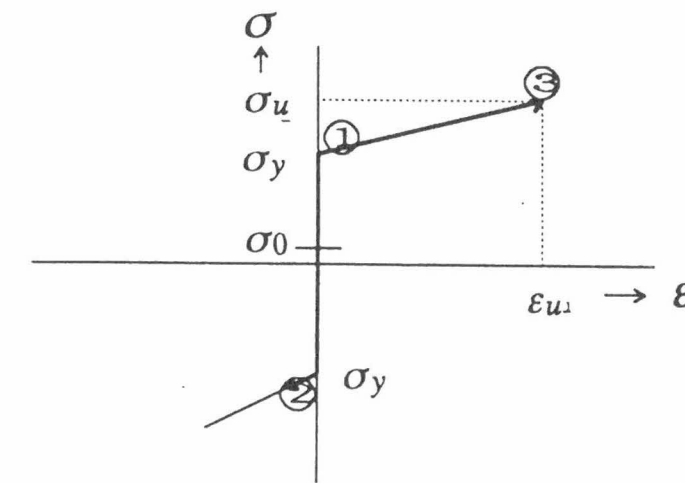


図 -2.11.1 応力－歪関係

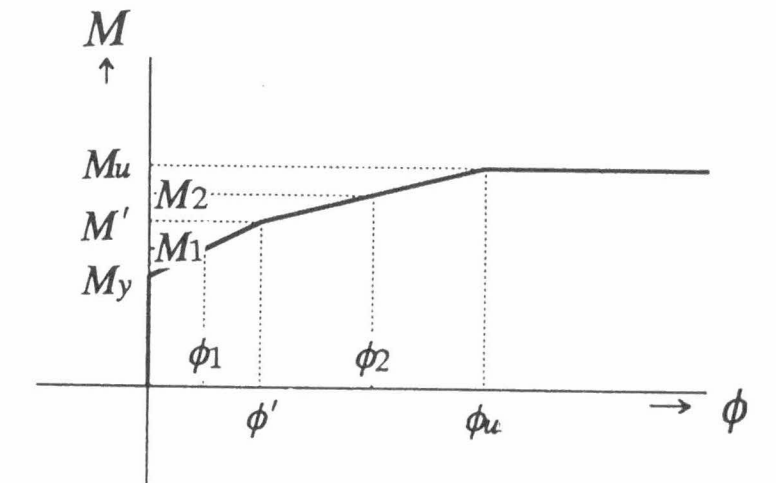


図 -2.11.2 モーメント－曲率関係

歪硬化開始点では (2.22) 式で与えられる。

$$M_y = (1 - \rho)M_p$$

a) $0 < \phi \leq \phi'$

この範囲では、(2.24) 式で与えられ M_1 で表される。

$$M_1 = (1 - \rho)M_p + D\phi$$

$\sigma = \sigma_y$ における曲げモーメントは

$$M' = (1 + \rho)M_p \quad (2.27)$$

であり、対応する曲率は

$$\phi' = \frac{2\rho M_p}{D} \quad (2.28)$$

となる。

b) $\phi' < \phi \leq \phi''$

この状態でさらにモーメントを増大させると引張側も歪硬化域に入り、この領域におけるモーメントー曲率関係は

$$D'' = \frac{\Delta M}{\Delta \phi} = \frac{\Delta \sigma A_e h_e}{(2\Delta \varepsilon / h_e)} = \frac{1}{2} E_{st} A_e h_e^2 = E_{st} I_e = \frac{D}{2} \quad (2.29)$$

となる。

この領域でのモーメントー曲率関係は次式で表される。

$$M_2 = (1 + \rho)M_p + \frac{D}{2} \left\{ \phi - \left(\frac{2\rho M_p}{D} \right) \right\} = M_p + \frac{D}{2} \phi \quad (2.30)$$

であり、終局状態では M と ϕ は次のような関係になる。

$$M_u = (S_m - \rho)M_p \quad (2.31)$$

このモーメントに対応する曲率は

$$\phi_u = \frac{2(S_m - \rho - 1)M_p}{D} \quad (2.32)$$

これらのモーメントー曲率関係を図 -2.12 に示す。

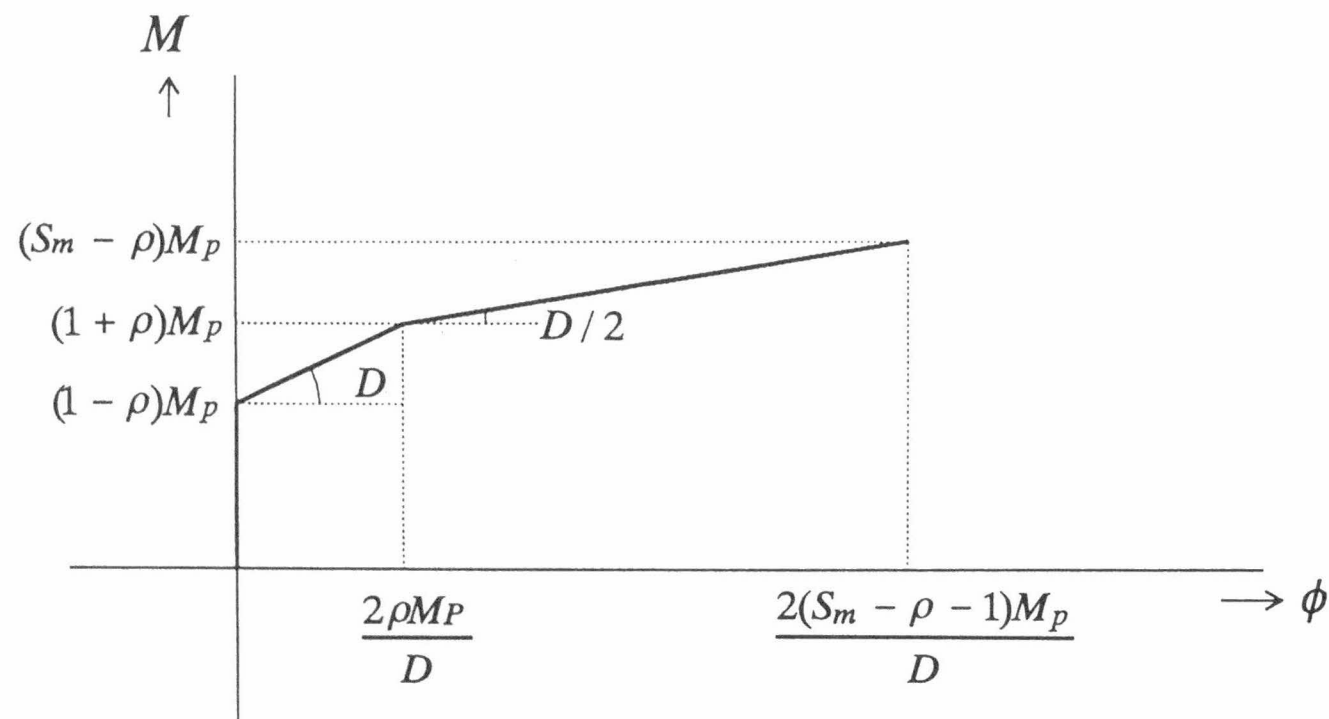


図 -2.12 モーメントー曲率関係 $\{0 < \rho \leq (S_m - 1)/2\}$

3) 圧縮側フランジと引張側フランジが同時に降伏する場合

: $\rho = 0$

この場合圧縮側フランジと引張側フランジが同時に降伏する。

図 -2.13.1 に応力ー歪関係（付録 3 参照）を、図 -2.13.2 にモーメントー曲率関係を示す。

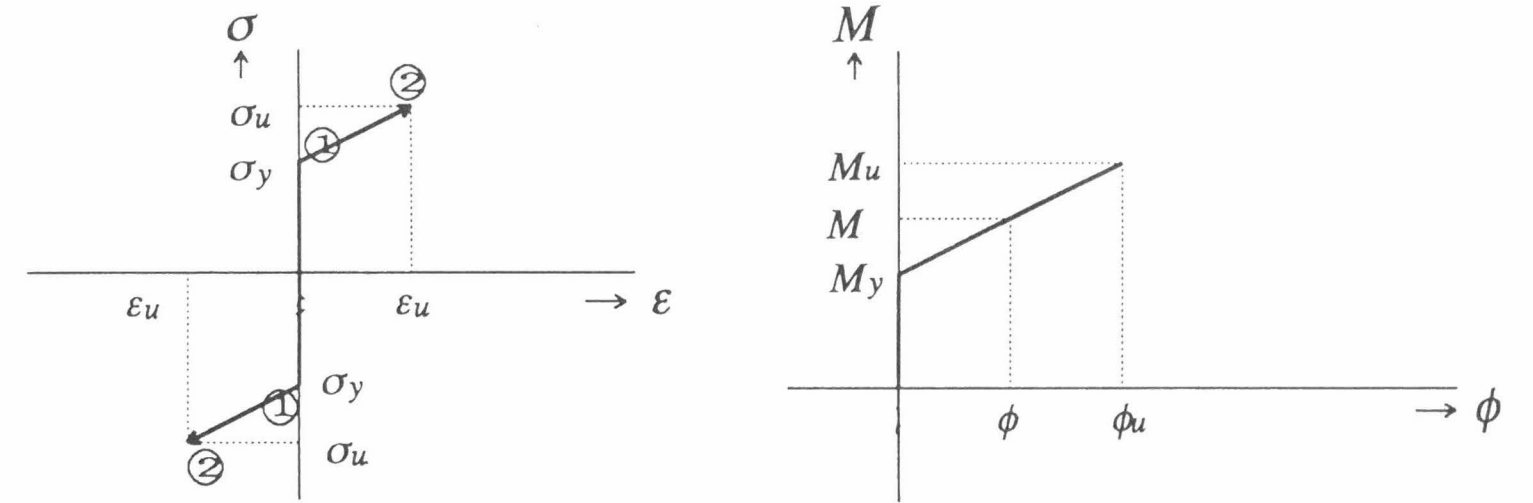


図 -2.13.1 応力ー歪関係

図 -2.13.2 モーメントー曲率関係

この場合圧縮側フランジと引張側フランジが同時に降伏し、

$$M_u = M_p \quad (2.33)$$

となる。さらにモーメントを増大させると両フランジとも歪硬化域に入り、この領域における曲げ剛性は

$$D' = \frac{\Delta M}{\Delta \phi} = \frac{\Delta \sigma A_e h_e}{(2\Delta \varepsilon / h_e)} = \frac{1}{2} E_{st} A_e h_e^2 E_{st} I_e = \frac{D}{2} \quad (2.34)$$

となる。この領域でのモーメントー曲率関係は次式で表される。

$$M = M_p + \frac{D}{2} \phi \quad (2.35)$$

であり、終局状態では M と ϕ は次のような関係になる。

$$M_u = S_m M_p \quad (2.36)$$

このモーメントに対応する曲率は

$$\phi_u = \frac{2(S_m - 1)M_p}{D} \quad (2.37)$$

となる。

これらのモーメントー曲率関係を図-2.14に示す。

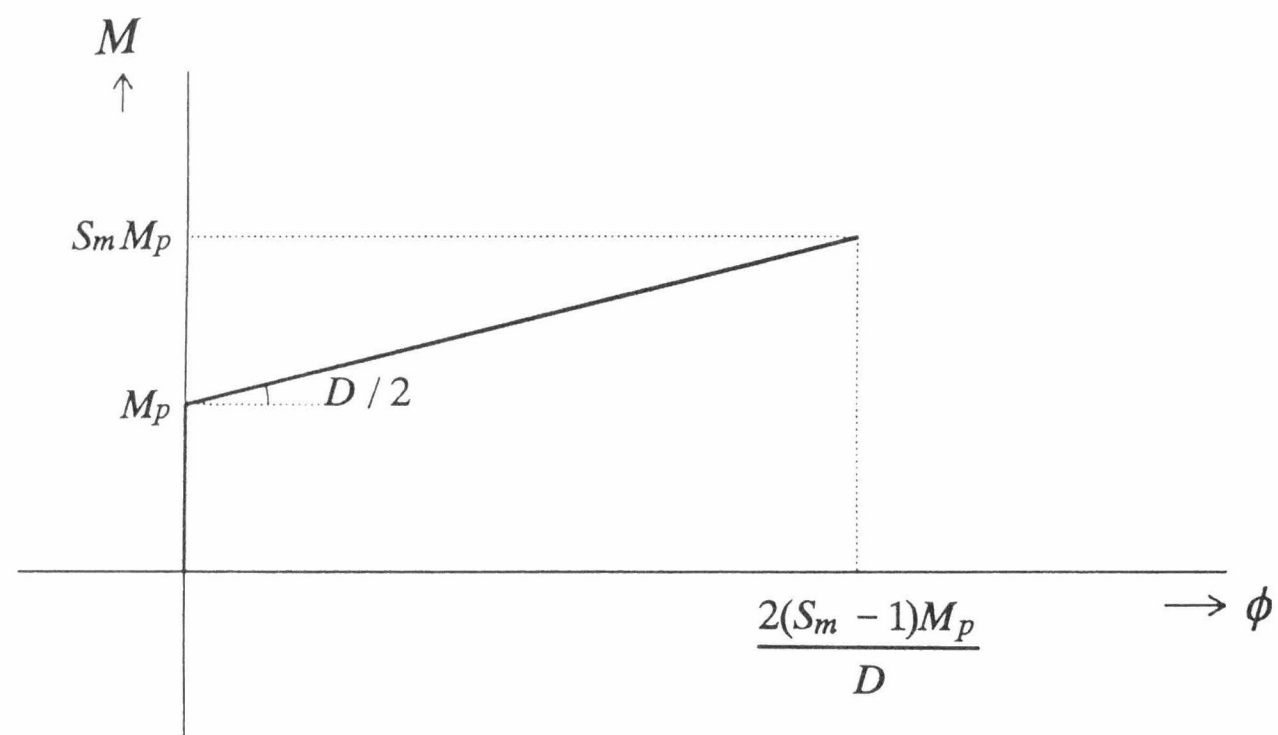


図-2.14 モーメントー曲率関係 ($\rho = 0$)

2. 4. 2 変形能力の評価式

部材の変形は2.4.1で得られたモーメントー曲率関係を部材長にわたって積分して求める。図-2.15に逆対称曲げを受けるラーメン部材の片側を片持梁として示す。この片持梁の先端にせん断力が作用した時のたわみ δ と変形角 $\psi = \delta / L$ および回転角 θ で塑性変形を評価する。本解析では剛塑性モデルを用いているので、積分によって得られる変形は塑性変形量 $\delta_u - \delta_y$ (δ_u = 終局変形、 δ_y = 降伏時変形)を表している。また、塑性変形の尺度として $\eta = (\delta_u - \delta_y) / \delta_y$ を用いる。

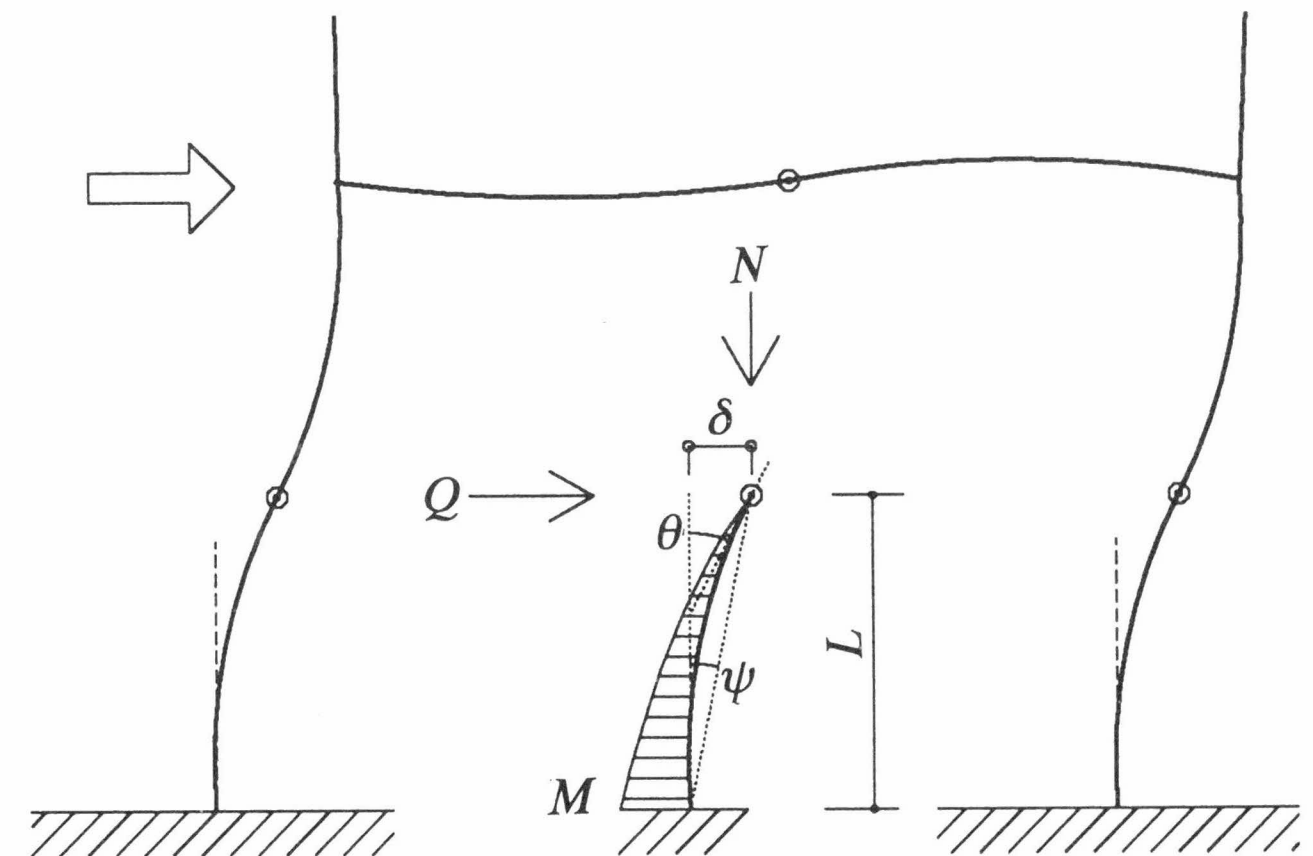


図-2.15 変形能力の評価

1) 崩壊に至るまで引張側フランジが降伏しない場合

$$: \rho > (S_m - 1)/2$$

図-2.16に、固定端Aが最大モーメントに達しB点が降伏開始点とした時のモーメントとたわみを示す。固定端Aでは終局状態に達し、図-2.10の最大モーメント $M_A = (S_m - \rho)M_p$ となっている。図-2.16から塑性化域の長さ λL は幾何学的に $\lambda L = \{(S_m - 1)/(S_m - \rho)\}L$ となる。

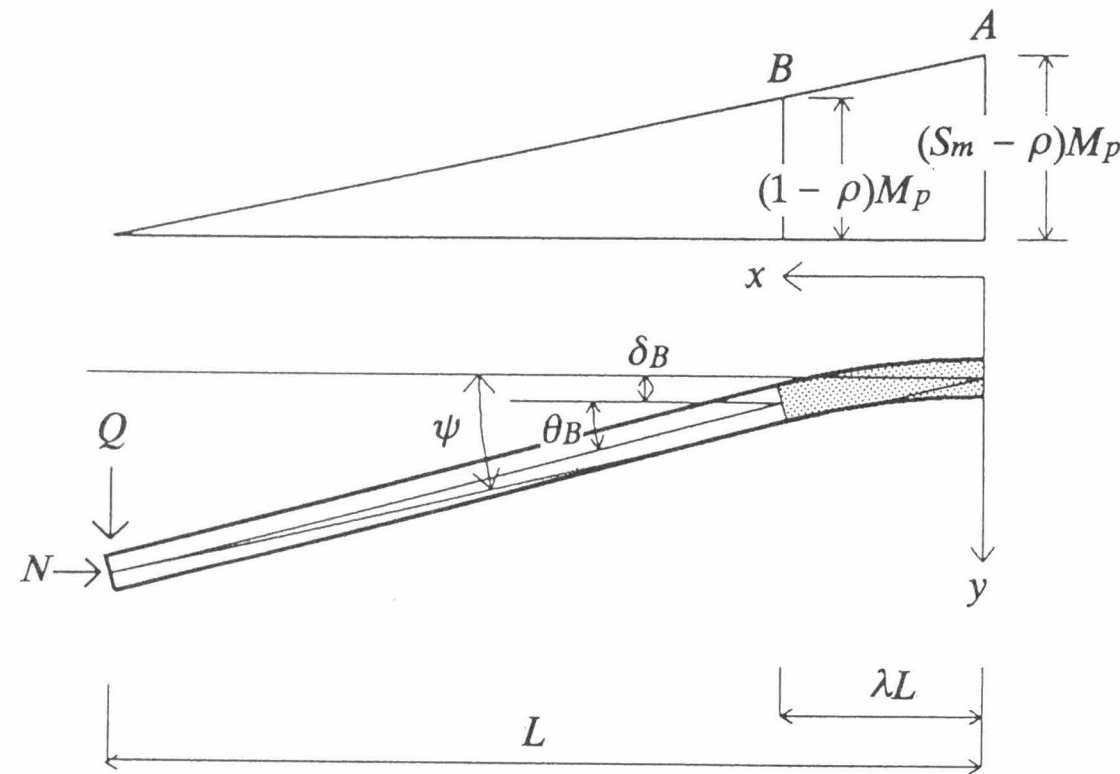


図-2.16 終局時モーメントと変形状態

座標 x, y を材長 L で無次元化してそれぞれ、 $X = x/L$ 、 $Y = y/L$ とする X 点 ($0 \leq X \leq \lambda$) における曲げモーメントは、

$$M = (S_m - \rho)M_p - (S_m - \rho)M_p X \quad (2.38)$$

これを (2-24) 式 $M = (1 - \rho)M_p + D\phi$ に等置して ϕ について表すと次式が得られる。

$$\phi = \frac{d^2 y}{dx^2} = \frac{M_p}{D} (S_m - 1) - \frac{M_p}{D} (S_m - \rho) X$$

$$\frac{d^2 Y}{dX^2} = \frac{M_p L}{D} (S_m - 1) - \frac{M_p L}{D} (S_m - \rho) X \quad (2.39)$$

上式を1回積分してたわみ曲線の接線勾配 θ_x を得る。

$$\theta_x = \frac{dY}{dX} = \frac{M_p L}{D} (S_m - 1) X - \frac{M_p L}{2D} (S_m - \rho) X^2 \quad (2.40)$$

終局状態における部材先端の接線勾配 θ_B は (2.40) 式に

$$X = \lambda = (S_m - 1)/(S_m - \rho) \text{ を代入して}$$

$$\theta_B = \frac{M_p L}{2D} \cdot \frac{(S_m - 1)^2}{(S_m - \rho)} \quad (2.41)$$

さらに (2.40) 式を積分し、 $X = (S_m - 1)/(S_m - \rho)$ を代入すると、塑性化域先端Bにおけるたわみ Y_B を得る。

$$\begin{aligned} Y_B &= \frac{1}{2} \cdot \frac{M_p L}{D} (S_m - 1) X^2 - \frac{M_p L}{6D} (S_m - \rho) X^3 \\ &= \frac{M_p L}{3D} \cdot \frac{(S_m - 1)^3}{(S_m - \rho)^2} \end{aligned} \quad (2.42)$$

部材先端のたわみは $Y = Y_B + (1 - \lambda)\theta_B$ となり

$$\begin{aligned} Y &= \frac{M_p L}{3D} \cdot \frac{(S_m - 1)^3}{(S_m - \rho)^2} + \left\{ 1 - \frac{(S_m - 1)}{(S_m - \rho)} \right\} \cdot \frac{M_p L}{2D} \cdot \frac{(S_m - 1)^2}{(S_m - \rho)} \\ &= \frac{(S_m - 1)^2 M_p L}{6(S_m - \rho)^2 D} (2S_m - 3\rho + 1) \end{aligned} \quad (2.43)$$

となる。この Y は、部材長で無次元化しているため、部材角 ψ に相当する。接線角 θ および部材角 ψ によって部材の変形能力を表すと下記のようなになる。

$$\eta_\theta = \frac{\theta_u}{\theta_y} - 1 = \frac{\theta_u - \theta_y}{\theta_y} = \frac{\theta_\sigma}{\theta_y} \quad (2.44)$$

$$\eta_\psi = \frac{\psi_u}{\psi_y} - 1 = \frac{\psi_u - \psi_y}{\psi_y} = \frac{\psi_\sigma}{\psi_y} \quad (2.45)$$

η_θ および η_ψ は全体変形から弾性変形を除いた塑性成分の弾性成分に対する比として表される。本論文では、素材の応力-歪関係を図-2.9に示すように、塑性成分のみの変形として扱っていることから、(2.41) 式、(2.43) 式を降伏時の材先端接線角 θ_y および部材角 ψ_y で除す。ここに θ_y と ψ_y を (2.46) 式と (2.47) 式に示す。

$$\theta_y = \frac{(1-\rho)M_p L}{2EI} \quad (2.46)$$

$$\psi_y = Y_y = \frac{(1-\rho)M_p L}{3EI} \quad (2.47)$$

(2.41), (2.43) と (2.46), (2.47) 式より η_θ と η_ψ は、(2.48) 式、(2.49) 式で表される。

$$\begin{aligned} \eta_\theta &= \frac{2EI}{(1-\rho)M_p L} \cdot \frac{M_p L}{2D} \cdot \frac{(S_m - 1)^2}{(S_m - \rho)} \\ &= \frac{(S_m - 1)^2}{2(1-\rho)(S_m - \rho)} \cdot \frac{E}{E_{st}} \end{aligned} \quad (2.48)$$

$$\begin{aligned} \eta_\psi &= \frac{3EI}{(1-\rho)M_p L} \cdot \frac{(S_m - 1)^2 M_p L}{6(S_m - \rho)^2 D} (2S_m - 3\rho + 1) \\ &= \frac{(S_m - 1)^2 (2S_m - 3\rho + 1)}{4(1-\rho)(S_m - \rho)^2} \cdot \frac{E}{E_{st}} \end{aligned} \quad (2.49)$$

2) 圧縮フランジの降伏後、引張フランジが降伏する場合

$$: 0 < \rho \leq (S_m - 1)/2$$

図-2.17は、固定端 A が最大モーメントに達した状態のモーメントとたわみを示す。この時 B 点は引張フランジ降伏開始点であり、 C 点は圧縮フランジ降伏開始点である。このように軸力比 ρ が比較的小さな範囲 ($S_m = 1.3$ の場合 $\rho \leq 0.15$) では、材長に沿って2種類の塑性域が存在することになる。この場合、2種類の領域に分けて、それぞれ1)と同様に部材の回転角と部材角を求める。

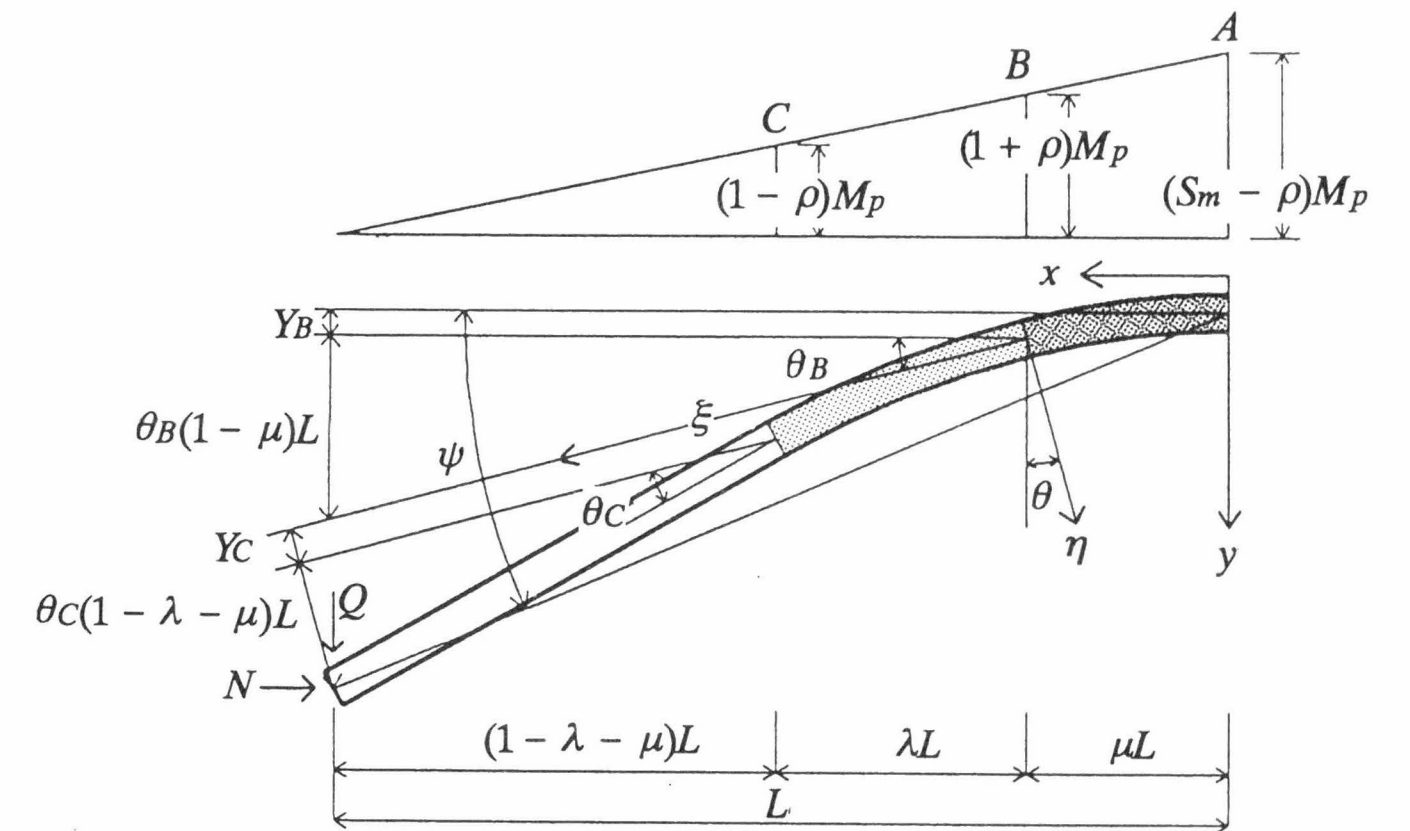


図-2.17 終局時モーメントと変形状態

固定端 A が最大応力を受けたときのモーメント分布より、両フランジが降伏した領域は A から μL の地点までの範囲となり、モーメント $M_A = (S_m - \rho)M_p$, $M_B = (1 + \rho)M_p$ より μL の長さは $\mu L = \{(S_m - 2\rho - 1)/(S_m - \rho)\}L$ となる。

1)と同様 X 点 ($0 \leq X \leq \mu$) における曲げモーメントは、 $M = (S_m - \rho)M_p - (S_m - \rho)M_p X$ となり、これを (2.30) 式 $M = M_p + D\phi/2$ に等置して ϕ について表すと次式が得られる。

$$\phi = \frac{d^2 y}{dx^2} = \frac{2M_p}{D}(S_m - \rho - 1) - \frac{2M_p}{D}(S_m - \rho)X$$

$$\frac{d^2 Y}{dX^2} = \frac{2M_p L}{D}(S_m - \rho - 1) - \frac{2M_p L}{D}(S_m - \rho)X \quad (2.50)$$

(2.50) 式を1回積分して、たわみ曲線の接線勾配 θ_x を得る。

$$\theta_x = \frac{dY}{dX} = \frac{2M_p L}{D}(S_m - \rho - 1)X - \frac{M_p L}{D}(S_m - \rho)X^2 \quad (2.51)$$

終局状態における接線勾配 θ_B は、(2.51) 式に $X = \mu = (S_m - 2\rho - 1)/(S_m - \rho)$ を代入して、

$$\begin{aligned} \theta_B &= \frac{2M_p L}{D} \cdot \frac{(S_m - \rho - 1)(S_m - 2\rho - 1)}{(S_m - \rho)} - \frac{M_p L}{D} \cdot \frac{(S_m - \rho)(S_m - 2\rho - 1)^2}{(S_m - \rho)^2} \\ &= \frac{M_p L}{D} \cdot \frac{(S_m - 2\rho - 1)(S_m - 1)}{(S_m - \rho)} \end{aligned} \quad (2.52)$$

(2.50) 式を積分し、 $X = (S_m - 2\rho - 1)/(S_m - \rho)$ を代入すると、塑性化域中間点 B におけるたわみ Y_B を得る。

$$\begin{aligned} Y_B &= \frac{M_p L}{D} \cdot \frac{(S_m - \rho - 1)(S_m - 2\rho - 1)^2}{(S_m - \rho)^2} - \frac{M_p L}{3D} \cdot \frac{(S_m - \rho)(S_m - 2\rho - 1)^3}{(S_m - \rho)^3} \\ &= \frac{M_p L}{3D} \cdot \frac{(S_m - 2\rho - 1)^2(2S_m - \rho - 2)}{(S_m - \rho)^2} \end{aligned} \quad (2.53)$$

図-2.17より $B-C$ 領域 λL の長さは $\lambda L = \{2\rho/(S_m - \rho)\}L$ となり X 点 ($\mu \leq X \leq \lambda$) における曲げモーメントは、

$$M = (1 + \rho)M_p - (S_m - \rho)M_p X \quad (2.54)$$

これを (2.24) 式 $M = (1 - \rho)M_p - D\phi$ に等置して ϕ について表すと (2.55) 式が得られる。

$$\phi = \frac{d^2 y}{dx^2} = \frac{M_p}{D}2\rho - \frac{M_p}{D}(S_m - \rho)X$$

$$\frac{d^2 Y}{dX^2} = \frac{M_p L}{D}2\rho - \frac{M_p L}{D}(S_m - \rho)X \quad (2.55)$$

図-2.17に示すように B 点では概に θ_B の接線勾配が生じており、(2.55) 式を積分して回転角を求める場合、座標軸を $x \rightarrow \xi$ 、 $y \rightarrow \eta$ として求める。

$$\theta_\xi = \frac{M_p L}{D}2\rho\xi - \frac{M_p L}{2D}(S_m - \rho)\xi^2 \quad (2.56)$$

塑性域端 C の接線勾配は、 $\xi = \lambda = 2\rho/(S_m - \rho)$ を代入して、

$$\theta_C = \frac{M_p L}{D} \cdot \frac{(2\rho)^2}{S_m - \rho} - \frac{M_p L}{2D} \cdot \frac{(2\rho)^2}{S_m - \rho} = \frac{M_p L(2\rho)^2}{2D(S_m - \rho)} \quad (2.57)$$

さらに (2.56) 式を積分し、 $\xi = 2\rho/(S_m - \rho)$ を代入すると塑性化先端 C におけるたわみ Y_C を得る。

$$\begin{aligned} Y_C &= \frac{M_p L}{2D}2\rho\xi^2 - \frac{M_p L}{6D}(S_m - \rho)\xi^3 \\ &= \frac{8M_p L}{3D} \cdot \frac{\rho^3}{(S_m - \rho)^2} \end{aligned} \quad (2.58)$$

全回転角は $\theta = \theta_B + \theta_C$ となり、

$$\begin{aligned} \theta &= \frac{M_p L}{D} \cdot \frac{(S_m - 2\rho - 1)(S_m - 1)}{S_m - \rho} + \frac{M_p L(2\rho)^2}{2D(S_m - \rho)} \\ &= \frac{M_p L(S_m - 2\rho - 1)(S_m - 1) + 2\rho^2}{D(S_m - \rho)} \end{aligned} \quad (2.59)$$

また部材先端における全たわみは、図-2.17より次式となる。

$$Y = Y_B + Y_C + \theta_B(1 - \mu) + \theta_C(1 - \lambda - \mu) \quad (2.60)$$

これに (2.52)、(2.53)、(2.57)、(2.58) を代入して求めると (2.61) 式となる。

ここに

$$\begin{aligned} (1 - \mu) &= \frac{\rho + 1}{S_m - \rho}, \quad 1 - \lambda - \mu = \frac{1 - \rho}{S_m - \rho} \\ Y &= \frac{M_p L}{3D} \cdot \frac{(S_m - 2\rho - 1)^2 (2S_m - \rho - 2)}{(S_m - \rho)^2} + \frac{8M_p L}{3D} \cdot \frac{\rho^3}{(S_m - \rho)^2} \\ &\quad + \frac{M_p L}{D} \cdot \frac{(S_m - 2\rho - 1)(S_m - 1)(\rho + 1)}{(S_m - \rho)^2} + \frac{2M_p L \rho^2 (1 - \rho)}{D(S_m - \rho)^2} \\ &= \frac{M_p L}{3D(S_m - \rho)^2} \cdot \left\{ (S_m - 2\rho - 1)(2S_m^2 - 2S_m \rho - S_m + 2\rho^2 + 2\rho - 1) + 2\rho^2(\rho + 3) \right\} \end{aligned} \quad (2.61)$$

ここで求めた θ 、 Y は部材長で無次元化しているため、 θ は角転角、 Y は部材角に相当する。次に 1) と同様に塑性成分の弾性成分に対する比として表す。

(2.44) ~ (2.47) 式と、 $D = 2E_{st}I$ から

$$\begin{aligned} \eta_\theta &= \frac{2EI}{2(1 - \rho)M_p L} \cdot \frac{M_p L(S_m - 2\rho - 1)(S_m - 1) + 2\rho^2}{E_{st}I(S_m - \rho)} \\ &= \frac{(S_m - 2\rho - 1)(S_m - 1) + 2\rho^2}{(1 - \rho)(S_m - \rho)} \cdot \frac{E}{E_{st}} \end{aligned} \quad (2.62)$$

$$\begin{aligned} \eta_{\psi} &= \frac{3EI}{(1 - \rho)M_p L} \cdot \frac{M_p L}{6E_{st}I(S_m - \rho)^2} \left\{ (S_m - 2\rho - 1)(2S_m^2 - 2S_m \rho - S_m + 2\rho^2 + 2\rho - 1) \right. \\ &\quad \left. + 2\rho^2(\rho + 3) \right\} \\ &= \frac{(S_m - 2\rho - 1)(2S_m^2 - 2S_m \rho - S_m + 2\rho^2 + 2\rho - 1) + 2\rho^2(\rho + 3)}{2(1 - \rho)(S_m - \rho)^2} \cdot \frac{E}{E_{st}} \end{aligned} \quad (2.63)$$

3) 引張フランジと圧縮フランジが同時に降伏する場合

$$: \rho = 0$$

図-2.18は固定端 A が最大モーメントに達した状態のモーメント図と部材の変形状態を表す。 B 点は引張フランジと圧縮フランジの降伏開始点である。この場合の無次元塑性化領域の長さ μL は、単純な幾何学より $\mu L = \{(S_m - 1)/S_m\}L$ となる。

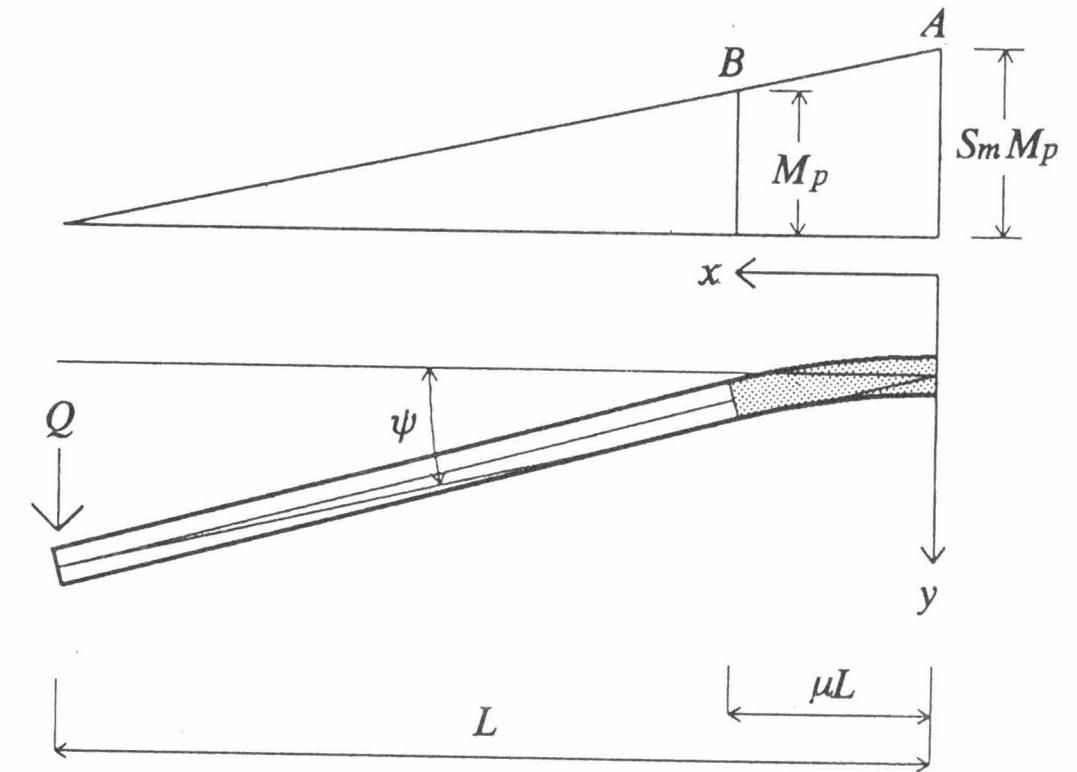


図-2.18 終局時モーメントと変形状態

X 点 ($0 \leq X \leq \mu$) における曲げモーメントは

$$M = S_m M_p (1 - X) \quad (2.64)$$

となり、この M を (2.35) 式に等置して、 ϕ について表すと次式が得られる。

$$\phi = \frac{d^2 y}{dx^2} = \frac{2M_p(S_m - 1)}{D} - \frac{2M_p S_m}{D} X$$

$$\frac{d^2Y}{dX^2} = \frac{2M_pL(S_m - 1)}{D} - \frac{2M_pLS_m}{D}X \quad (2.65)$$

上式を1回積分してたわみ曲線の接線勾配 θ_x を得る。

$$\theta_x = \frac{dY}{dX} = \frac{2M_pL(S_m - 1)}{D}X - \frac{M_pLS_m}{D}X^2 \quad (2.66)$$

終局状態における部材先端の接線勾配 θ_B は(2.66)式に $X = (S_m - 1)/S_m$ を代入して、

$$\theta_B = \frac{M_pL(S_m - 1)^2}{DS_m} \quad (2.67)$$

さらに(2.66)式を積分し、 $X = (S_m - 1)/S_m$ を代入すると塑性化域先端 B におけるたわみ Y_B を得る。

$$Y_B = \frac{M_pL(S_m - 1)}{D}X^2 - \frac{M_pLS_m}{3D}X^3 = \frac{2M_pL(S_m - 1)^3}{3DS_m^2} \quad (2.68)$$

部材先端のたわみは、 $Y = Y_B + (1 - \mu)\theta_B$ となり、(2.67)、(2.68)式より

$$\begin{aligned} Y &= \frac{2M_pL(S_m - 1)^3}{3DS_m^2} + \frac{M_pL(S_m - 1)^2}{DS_m^2} \\ &= \frac{M_pL(S_m - 1)^2}{3DS_m^2} \{2(S_m - 1) + 3\} = \frac{M_pL(S_m - 1)^2(2S_m + 1)}{3DS_m^2} \end{aligned} \quad (2.69)$$

となる。固定端降伏時の材先端接線角 θ_y 及び部材角 ψ_y はそれぞれ次のように表される。

$$\theta_y = \frac{M_pL}{2EI} \quad (2.70)$$

$$\psi_y = \frac{M_pL}{3EI} \quad (2.71)$$

変形能力は(2.44)、(2.45)式で示したように(2.67)、(2.70)式および(2.69)、(2.71)式より η_θ 、 η_ψ として表される。

$$\eta_\theta = \frac{M_pL(S_m - 1)^2}{DS_m} \cdot \frac{2EI}{M_pL} = \frac{M_pL(S_m - 1)^2}{2E_{st}IS_m} \cdot \frac{2EI}{M_pL} = \frac{(S_m - 1)^2}{S_m} \cdot \frac{E}{E_{st}} \quad (2.72)$$

$$\eta_\psi = \frac{M_pL(S_m - 1)^2(2S_m + 1)}{6E_{st}IS_m^2} \cdot \frac{3EI}{M_pL} = \frac{(S_m - 1)^2(2S_m + 1)}{2S_m^2} \cdot \frac{E}{E_{st}} \quad (2.73)$$

2. 5 局部座屈に支配される部材の最大耐力と変形能力

塑性域における部材の局部座屈耐力と変形能力は理論的に定め難いので、短柱圧縮試験結果から得られる応力上昇率 S を基に予測した。つまり、2.3および2.4で求めた下式は S_m を媒介変数とする $M - \eta$ の関係式であり、2.2で得た S_m (局部座屈で決まる)とこれらの関係式の S_m を等置すれば M_{\max} と η_{\max} が決まる。

曲げのみを受ける部材の最大曲げ耐力の評価式

$$M_u = S_m s \sigma_y Z_p$$

曲げ圧縮を受ける部材の最大曲げ耐力の評価式

$$M_u = \frac{S_m - \rho}{1 - \rho} s \sigma_y Z_{pc}$$

変形能力の評価式

$$1) \rho > (S_m - 1)/2$$

$$\eta_\psi = \frac{(S_m - 1)^2(2S_m - 3\rho + 1)}{4(1 - \rho)(S_m - \rho)^2} \cdot \frac{E}{E_{st}}$$

$$2) 0 < \rho \leq (S_m - 1)/2$$

$$\eta_\psi = \frac{(S_m - 2\rho - 1)(2S_m^2 - 2S_m\rho - S_m + 2\rho^2 + 2\rho - 1) + 2\rho^2(\rho + 3)}{2(1 - \rho)(S_m - \rho)^2} \cdot \frac{E}{E_{st}}$$

3) $\rho = 0$

$$\eta_{\psi} = \frac{(S_m - 1)^2(2S_m + 1)}{2S_m^2} \cdot \frac{E}{E_{st}}$$

この関係を図-2.19に示す。

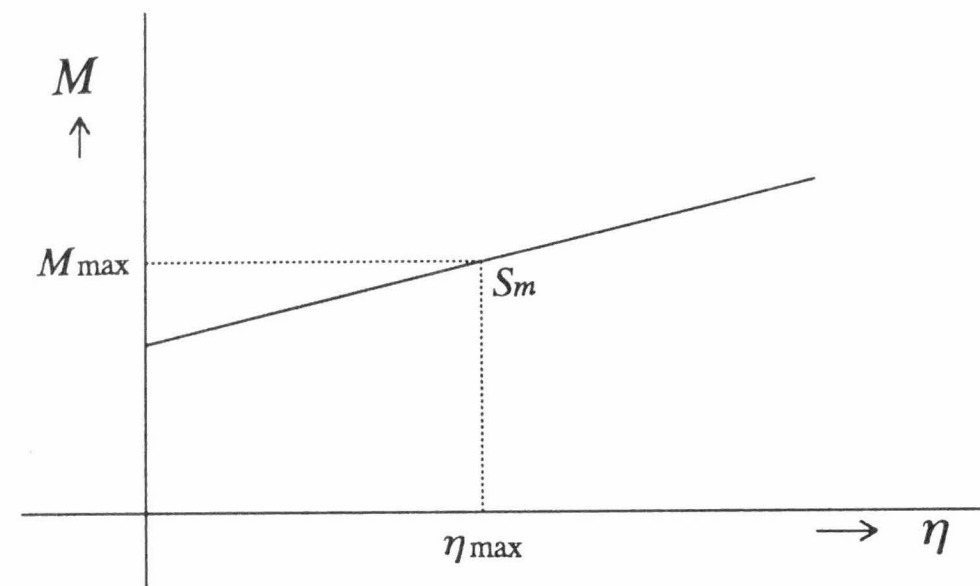


図-2.19 $M - \eta$ 関係と S_m の関係

これらの予測値を、第3章の部材実験結果と比較することによって、評価式の妥当性を第4章で検証する。

第3章 部材実験

3.1 序

ステンレス鋼はオーステナイト特性を示し、塑性域において優れた耐力と変形能力を保持していることは第1章で述べた。従って非弾性域に於ける部材の最大耐力と変形能力も炭素鋼のそれに比べて優れた性質を示すと思われるが、この点に関する研究は世界的にも乏しい。

本章では、ステンレス鋼を形状（H形、□形、○形）毎に、素材（SUS304、SUS304N2、冷間成形炭素鋼）の機械的性質をふまえて2.2の C_1, C_2, C_3 を実験的に決定する。また、幅厚比をパラメータとして、梁部材、柱部材の曲げ耐力と変形性能の確認実験を行う。その結果は2.5の最大耐力と変形能力の予測式と対比する。

実験のまとめ方は、断面形状と材質で分類され、短柱圧縮試験（スタブカラムテスト）、梁曲げ実験（ビームテスト）および柱曲げ圧縮実験（ビームカラムテスト）の順で整理する。尚、正方形中空断面については比較用として炭素鋼についてもその実験結果を示す。

表-3.1にこれら実験概要の一覧を示す。

表-3.1 実験概要と試験体数

断面	材 質	素材	短柱	梁曲げ	柱曲圧縮
H形断面	ステンレス鋼(SUS304)	既往データ	既往データ	既往データ	既往データ
	ステンレス鋼(SUS304N2)	12	23	12	6
正方形中空断面	ステンレス鋼(SUS304)	27	8	—	3
	ステンレス鋼(SUS304N2)	3	8	—	2
	炭素鋼 (STKR400)	30	14	—	10
円形中空断面	ステンレス鋼(SUS304)	27	8	—	3
	ステンレス鋼(SUS304N2)	24	8	—	2

3. 2 H形断面部材

3. 2. 1 短柱圧縮試験による C_1 , C_2 , C_3 の決定

H形断面部材はその構成要素であるフランジとウェブが互いに拘束し合うため、塑性域における局部座屈耐力やその挙動を理論的に導くことは困難である。

ここではフランジとウェブの幅厚比をパラメータとした試験結果に基づき、応力上昇率 S が 1 以上の場合の応力上昇率と座屈パラメータとの関係式 (2.2.1) の C_1 , C_2 , C_3 を統計処理によって求める。

1) 素材試験

素材試験は J I S Z 2 2 0 1 5 号試験片を用い、フランジで 6 片、ウェブで 6 片行った。(S U S 3 0 4 部材についてはフランジで 3 片、ウェブで 2 片につき文献 19) を引用し付録 3 に示す)

試験結果を表-3.2 に示す。試験片名は材質 (H N : S U S 3 0 4 N 2) ・使用箇所 (フランジは F、ウェブは W) 厚さ (4 : 4mm、3 : 3mm) で表す。

表中の降伏点 σ_y は 0.1% offset 値とした。また、 ϵ_y は σ_y に対応した歪を表す。降伏比は σ_y / σ_{max} とし、伸びは破断時伸びを示す。

引張試験によって得られた S U S 3 0 4 N 2 の応力-歪曲線を図-3.1.1 (フランジ材) と図-3.1.2 (ウェブ材) に示す。比較のためそれぞれに炭素鋼 S S 4 0 0 の応力-歪関係を示す。歪測定は歪ゲージによって行ったため、測定可能範囲が 1 5 % 程度であった。

この図から、S S 4 0 0 は降伏後塑性流れを起こした後歪硬化域に入り、tri-Linear 型の挙動を示すのに対し、ステンレス鋼は降伏後直ちに歪硬化域に入り、bi-Linear 型の挙動を示すことがわかる。

2) 試験体

試験体は全て溶接組立 H 形断面短柱である。その形状を図-3.2 に示す。種類は幅厚比をパラメータとして、 $b/t_f = 6, 8, 10, 12, 14$ 、 $d/t_w = 20, 25, 30, 35, 40, 45, 50$ の組み合わせの 23 体である。S U S 3 0 4 については、既往データとして付録 3 に示す。試験体長さはいずれも $6b$ もしくは $3d$ の内大きな方で、 $10b$ もしくは $5d$ を越えない値とした。

表-3.2 素材の機械的性質

形状 材質	試験片	板厚 (mm)	σ_y tf/cm ²	ϵ_y (%)	σ_{max} tf/cm ²	降伏比	伸び (%)
H 形断面 SUS304N2	HNF4-1	4.0	4.11	0.29	8.03	0.51	55.0
	HNF4-2	4.0	4.23	0.30	8.03	0.53	55.6
	HNF4-3	4.0	4.13	0.29	8.14	0.51	63.3
	HNF4-4	4.0	4.17	0.30	8.05	0.52	52.9
	HNF4-5	4.0	4.16	0.30	7.99	0.52	47.6
	HNF4-6	4.0	4.13	0.29	8.00	0.52	50.5
	平均	4.0	4.16	0.30	8.04	0.52	54.2
	HNW3-1	3.0	3.88	0.29	7.95	0.49	50.8
	HNW3-2	3.0	3.88	0.29	7.95	0.49	53.5
	HNW3-3	3.0	4.02	0.29	7.93	0.51	52.7
	HNW3-4	3.0	4.05	0.29	8.04	0.50	55.3
	HNW3-5	3.0	4.00	0.29	7.92	0.51	54.8
	HNW3-6	3.0	4.04	0.31	7.75	0.52	51.6
	平均	3.0	3.98	0.29	7.92	0.50	53.1

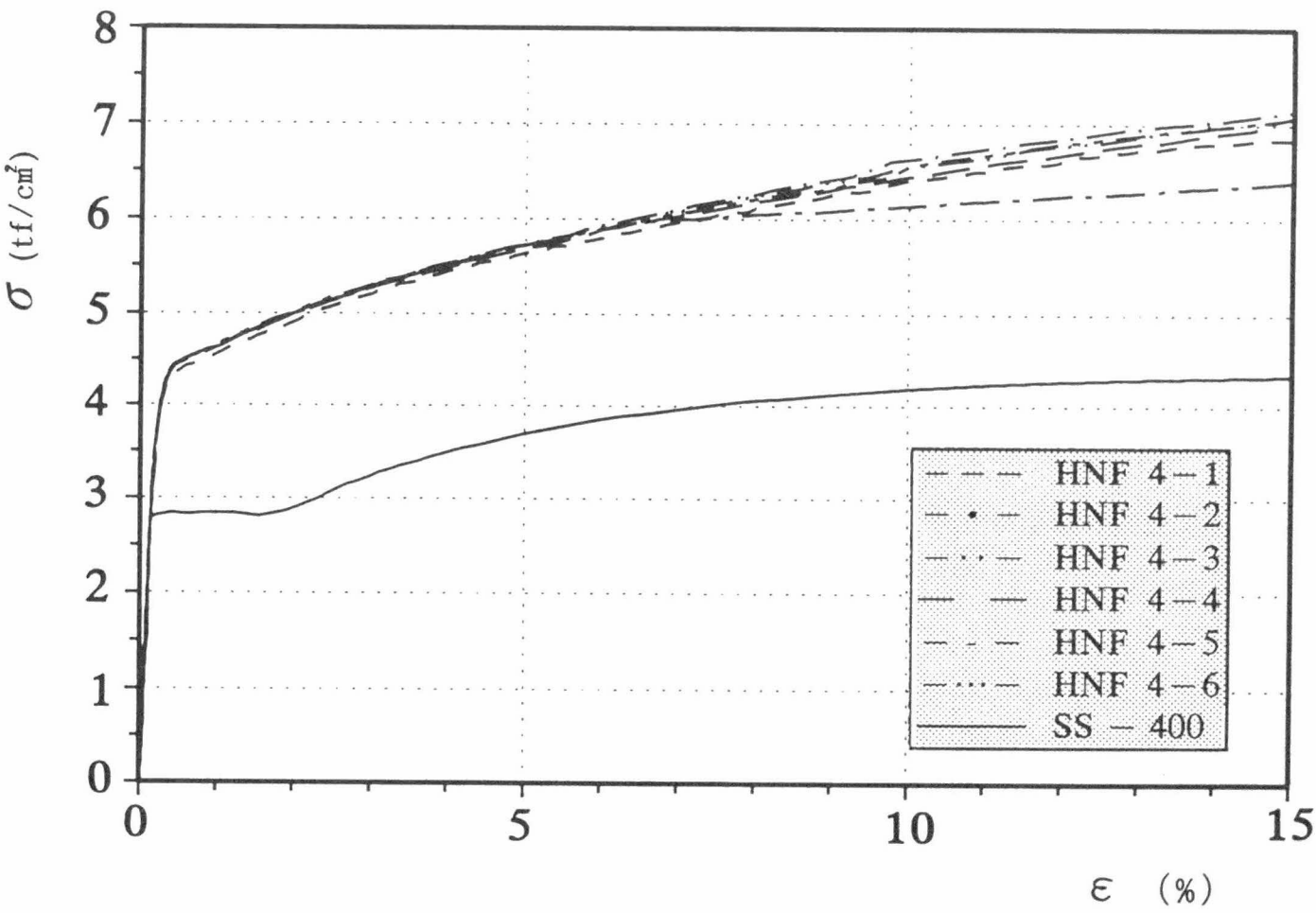


図-3.1.1 素材の応力-歪関係 (SUS304N2: フランジ材)

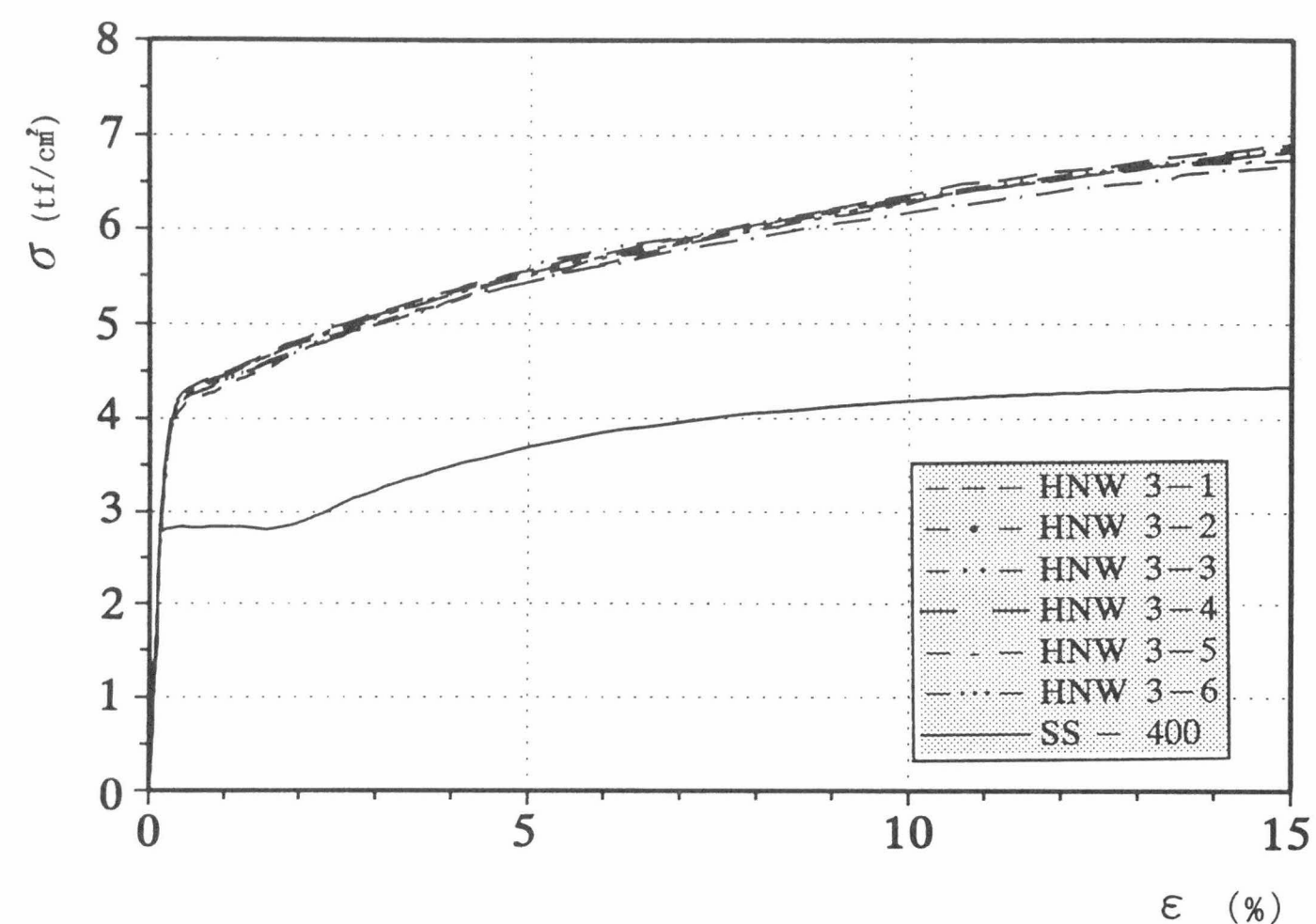


図-3.1.2 素材の応力-歪関係 (SUS304N2:ウェブ材)

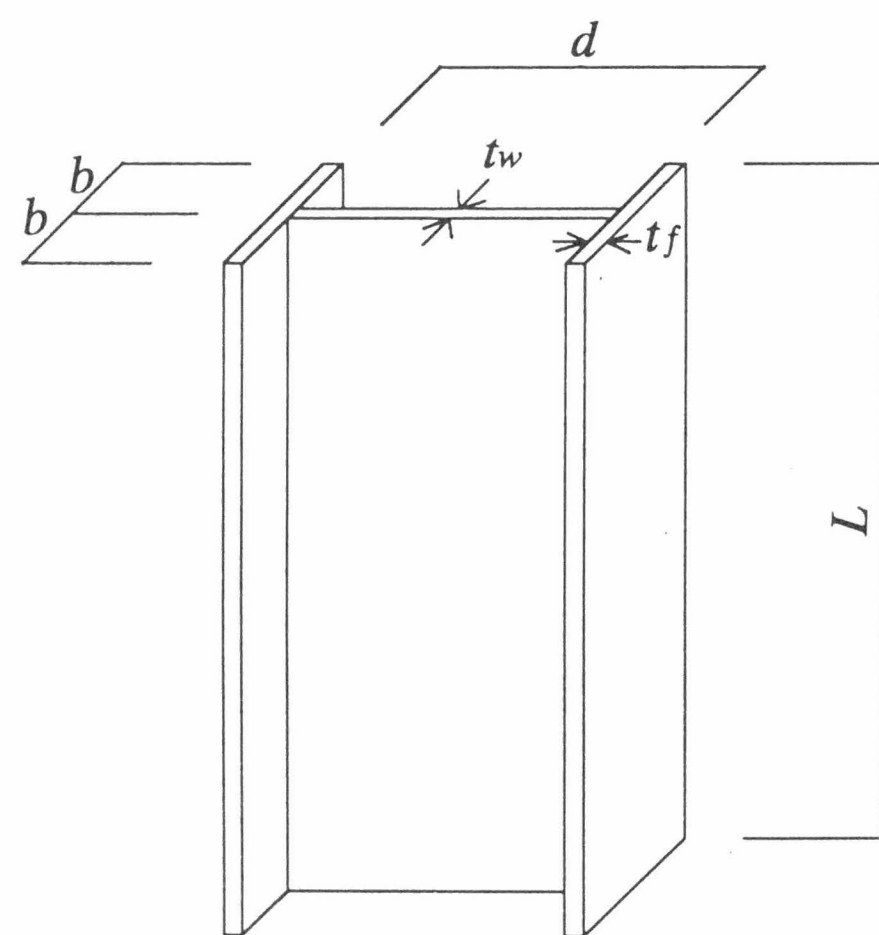


図-3.2 試験体形状

3) 試験方法

試験装置と測定方法を図-3.3に示す。加力装置には100tアムスラー型万能試験機を用いた。加力は、試験体のフランジとウェブに貼付けた6枚の歪ゲージによって均等に圧縮力が加わっていることを確認した後上部加圧板を固定して行った。応力度は荷重を断面積で除して求め、歪度は周辺4ヶ所で測定した変位の平均値を部材長で除して求めた。

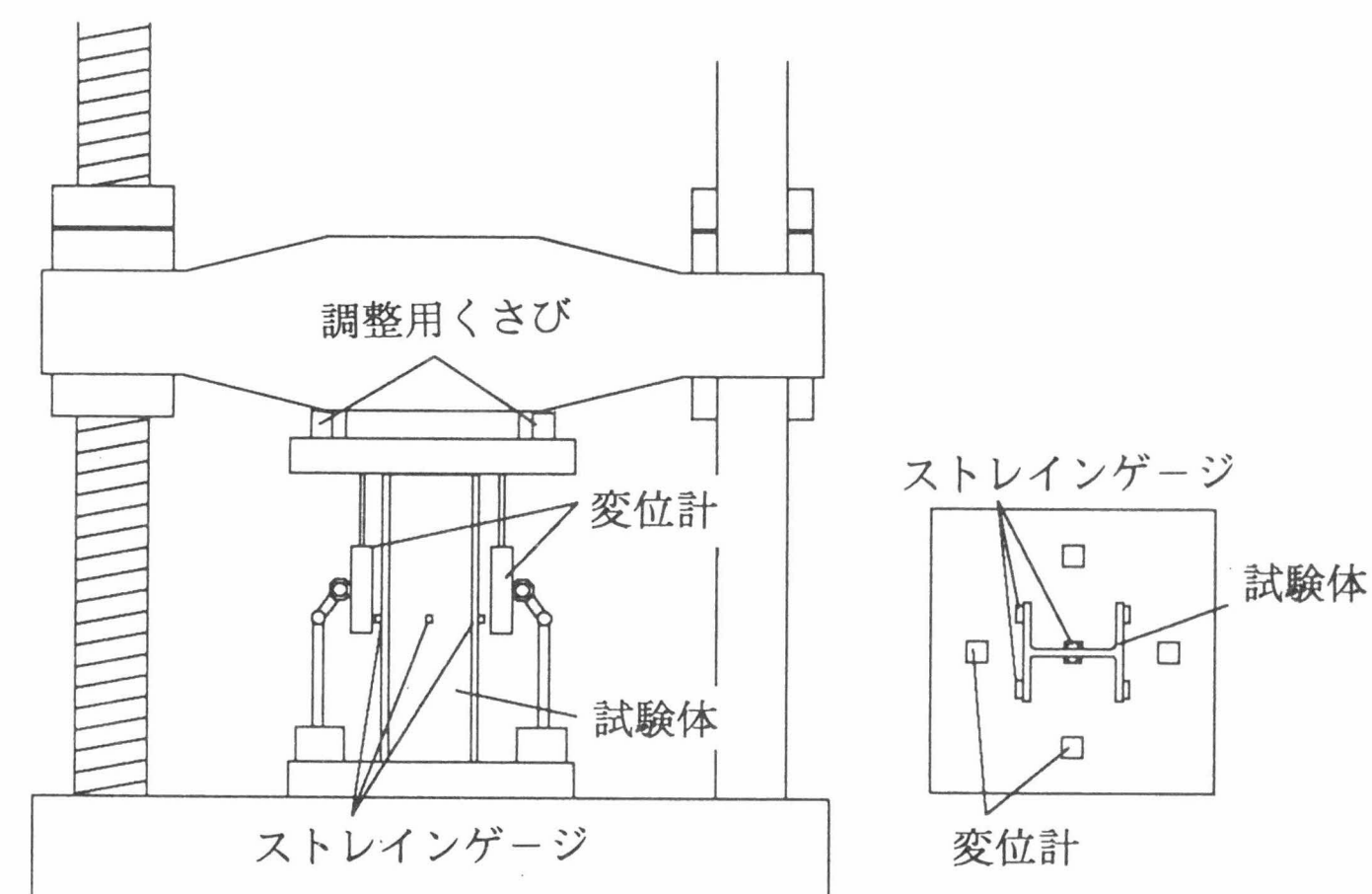


図-3.3 加力装置及び測定方法

4) 試験結果

表-3.3にSUS304N2の試験体及び試験結果を示す。SUS304については付録4に示す。短柱部材における最大圧縮応力度 σ_u と降伏応力度 $s\sigma_y$ の比を応力上昇率 $S = \sigma_u/s\sigma_y$ として表す。 $s\sigma_y$ はスタブカラムテストの応力-歪関係から求めた0.1% offset値である。座屈パラメータ α_f 、 α_w (2.2.1参照)については、それぞれフラン

ジとウェブの素材から求めた降伏点強度を用いた。

ここで、 t_f : フランジの板厚 t_w : ウェブの板厚

σ_{yf} : フランジ材の降伏点強度 σ_{yw} : ウェブ材の降伏点強度

図-3.4.1～図-3.4.7に、ウェブの幅厚比を一定にしてフランジの幅厚比を変化させた場合の応力－歪関係（SUS304については文献17）を参照）を示す。また、図-3.5.1～図-3.5.5に、フランジの幅厚比を一定にしてウェブの幅厚比を変化させた場合の応力－歪関係を無次元化して示す。この時の $s\epsilon_y$ は、 $s\epsilon_y = s\sigma_y / E = s\sigma_y / 1970$ とした。

また、SUS304N2の応力上昇率 S とフランジの幅厚比 b/t_f およびウェブの幅厚比 d/t_w との関係を図-3.6に示す。この図は3者を三次元空間で表現したものである。 b/t_f と d/t_w が大きくなると S は減少するがその程度は如々に緩やかになっている。H形断面ではフランジとウェブが互いに拘束材として作用するため、両者の組み合わせとしての応力上昇率 S を表現する必要があり、応力上昇率と幅厚比の関係を1次曲線で表すにはそれぞれの逆数で表すのが妥当である。

応力上昇率の逆数（ $1/S$ ）と座屈パラメータの逆数（ $1/\alpha_f, 1/\alpha_w$ ）との関係を重回帰分析によって求めると（3.1）式が得られる。

$$\frac{1}{S} = 0.671 + 0.4451 \frac{1}{\alpha_f} + 0.0636 \frac{1}{\alpha_w}$$

(3. 1)

図-3.7に、(3.1)式によって計算された応力上昇率（ S_t ）と実験値（ S_e ）の関係を示す。図-3.8に $1/\alpha_f$ をパラメータとした場合の応力上昇率を、また、図-3.9に $1/\alpha_w$ をパラメータとした場合の応力上昇率を示す。図-3.8では $1/\alpha_w$ が小さいほど $1/\alpha_f$ の大小が応力上昇率に及ぼす影響が大きい。その変化の度合いは、いずれもほぼ直線的である。一方、 $1/\alpha_w$ をパラメータにすると、 $1/\alpha_f$ の違いによる影響は $1/\alpha_w$ が小さくなるにつれて S が2次曲線的に大きくなっている。

スタブカラムテストの実験状況を写真3.1.1に、試験体の破壊状況を、写真3.1.2に示す。これらは何れもフランジ、ウェブで局部座屈を起こしているが、局部座屈発生の順序は明確ではない。

表-3.3 試験体及び結果一覧

試験体名	断面寸法 (mm)	L (mm)	$\frac{b}{t_f}$	$\frac{d}{t_w}$	$s\sigma_y$ (*1)	σ_u (*1)	S	$\frac{1}{\alpha_f}$	$\frac{1}{\alpha_w}$
HN 6-20	68x 48x3x4	200.1	5.9	19.3	3.87	5.46	1.41	0.073	0.749
HN 8-20	68x 64x3x4	201.1	7.9	18.6	3.86	4.99	1.30	0.131	0.698
HN 6-25	83x 48x3x4	225.0	5.9	24.1	3.95	5.11	1.30	0.073	1.171
HN 8-25	83x 64x3x4	224.9	7.9	23.7	3.78	4.80	1.27	0.131	1.139
HN10-25	83x 80x3x4	223.0	9.8	24.1	3.90	4.61	1.18	0.204	1.174
HN 6-30	98x 48x3x4	270.4	5.9	28.8	3.86	4.75	1.24	0.073	1.670
HN 8-30	98x 64x3x4	270.3	7.8	28.5	3.76	4.52	1.21	0.129	1.640
HN10-30	98x 80x3x4	227.1	9.9	28.8	3.57	4.42	1.18	0.205	1.670
HN12-30	98x 96x3x4	269.8	11.8	28.5	3.83	4.10	1.08	0.291	1.638
HN 6-35	113x 48x3x4	314.9	5.9	33.3	3.73	4.17	1.12	0.073	2.243
HN 8-35	113x 64x3x4	314.7	7.8	33.4	3.77	4.18	1.11	0.129	2.250
HN10-35	113x 80x3x4	314.9	9.9	33.6	3.83	4.33	1.12	0.208	2.286
HN12-35	113x 96x3x4	314.9	11.9	33.6	3.98	4.16	1.04	0.299	2.281
HN14-35	113x112x3x4	314.8	13.8	33.6	3.88	3.91	1.01	0.403	2.286
HN 6-40	128x 48x3x4	360.0	6.0	38.3	3.76	3.99	1.06	0.075	2.956
HN 8-40	128x 64x3x4	359.9	7.8	37.9	3.74	3.98	1.06	0.129	2.894
HN10-40	128x 80x3x4	359.9	9.8	38.0	3.80	3.93	1.03	0.204	2.910
HN12-40	128x 96x3x4	360.1	11.9	38.3	3.85	3.89	1.01	0.299	2.965
HN 6-45	143x 48x3x4	405.0	5.9	43.4	3.20	3.53	1.04	0.073	3.798
HN 8-45	143x 64x3x4	404.7	7.9	42.6	3.58	3.64	1.02	0.131	3.661
HN10-45	143x 80x3x4	404.9	9.8	42.5	3.42	3.46	1.01	0.201	3.661
HN 6-50	158x 48x3x4	450.0	5.9	47.0	3.24	3.33	1.03	0.074	4.453
HN 8-50	158x 64x3x4	449.9	7.8	47.2	3.25	3.33	1.02	0.128	4.493

*1 : t_f/cm^2

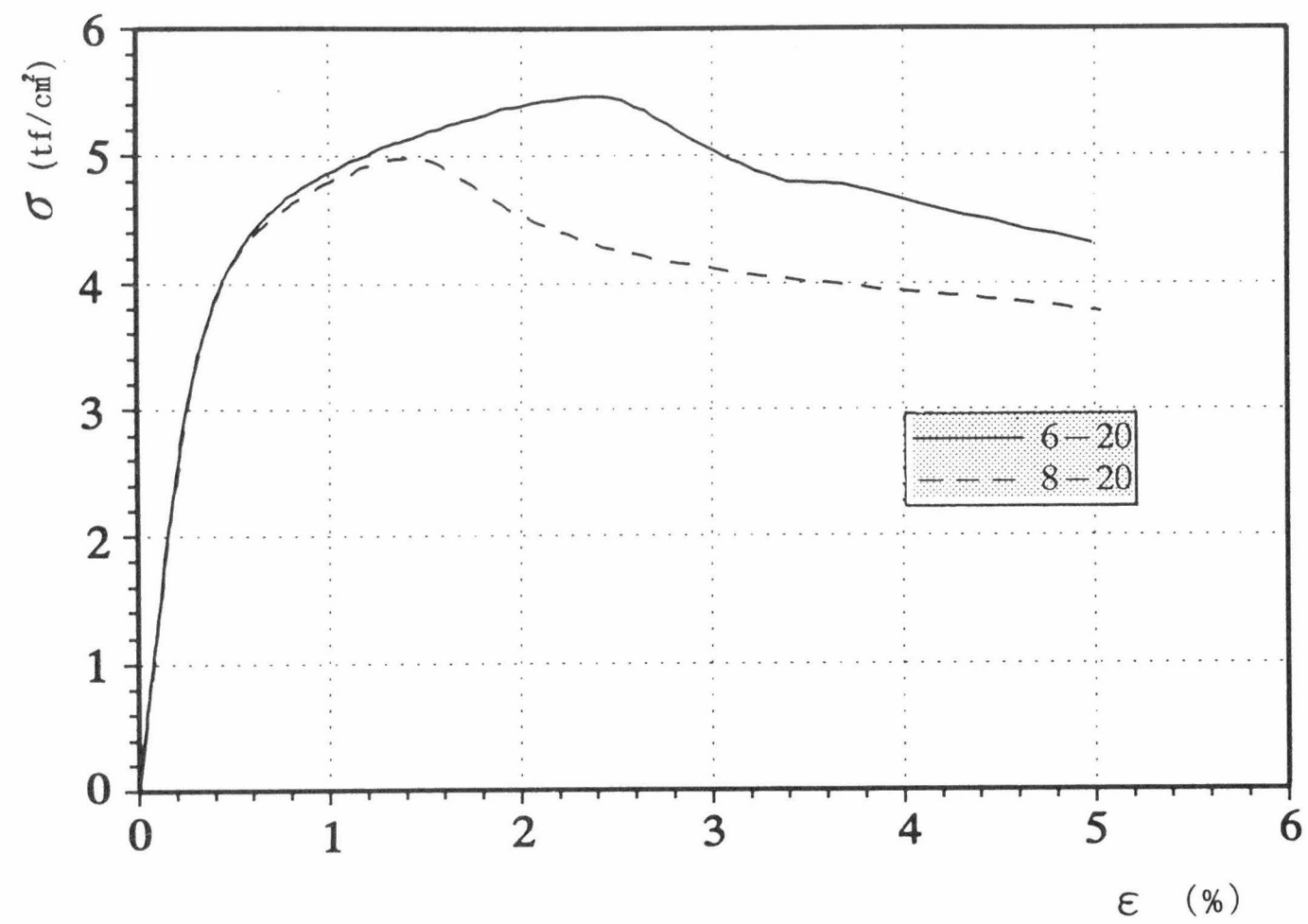


図 -3.4.1 $\sigma - \epsilon$ 関係 ($d/t_w = 20$)

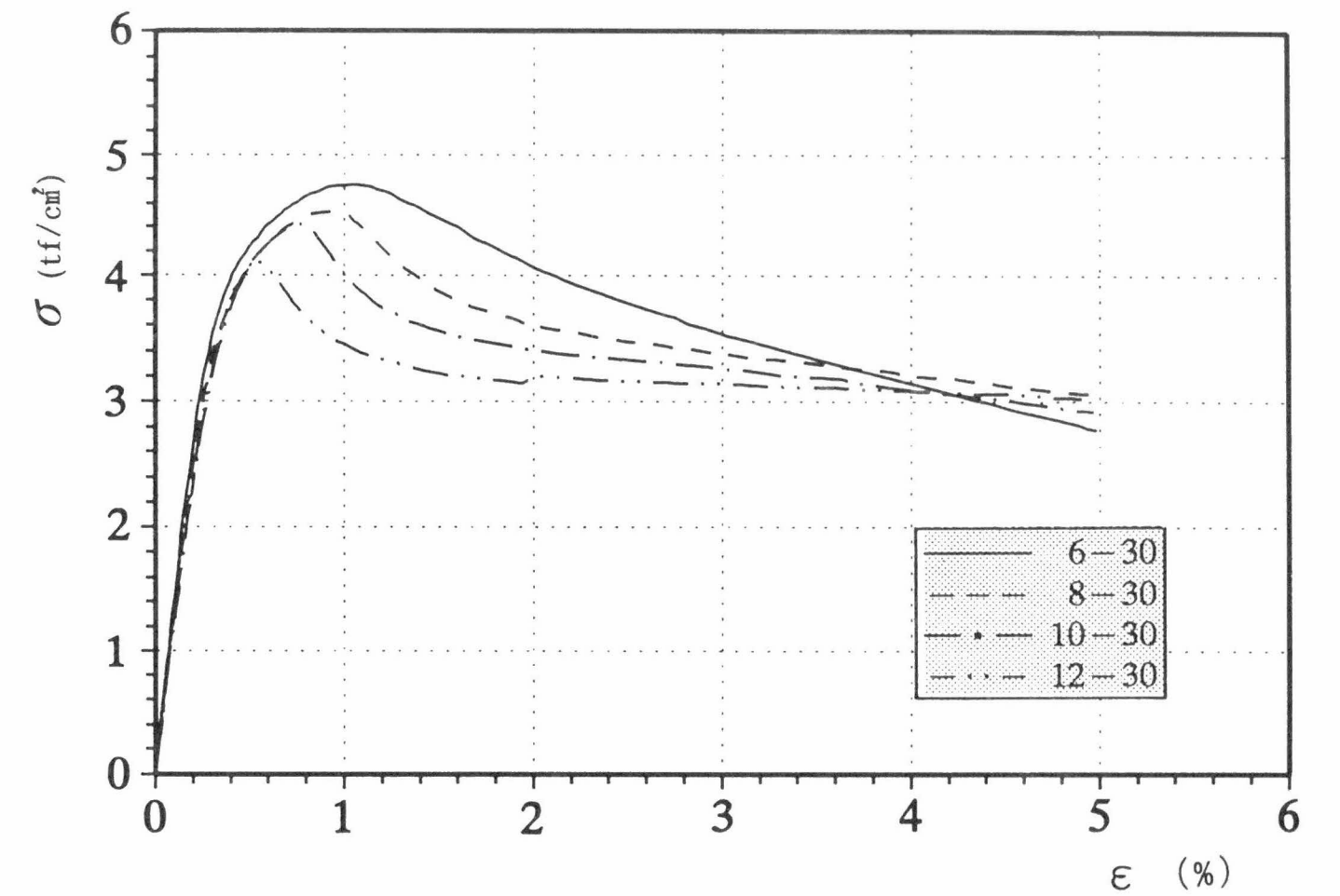


図 -3.4.3 $\sigma - \epsilon$ 関係 ($d/t_w = 30$)

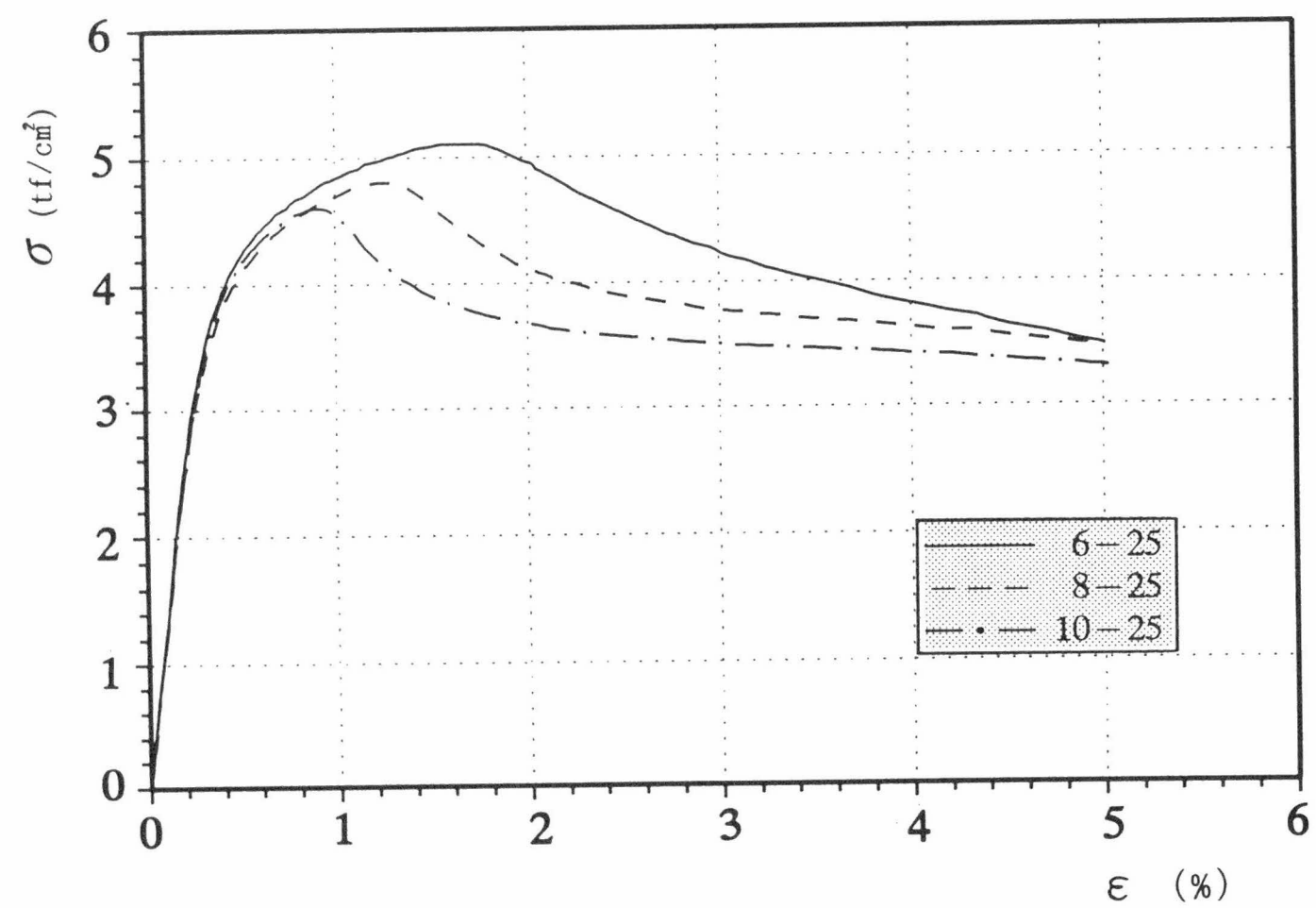


図 -3.4.2 $\sigma - \epsilon$ 関係 ($d/t_w = 25$)

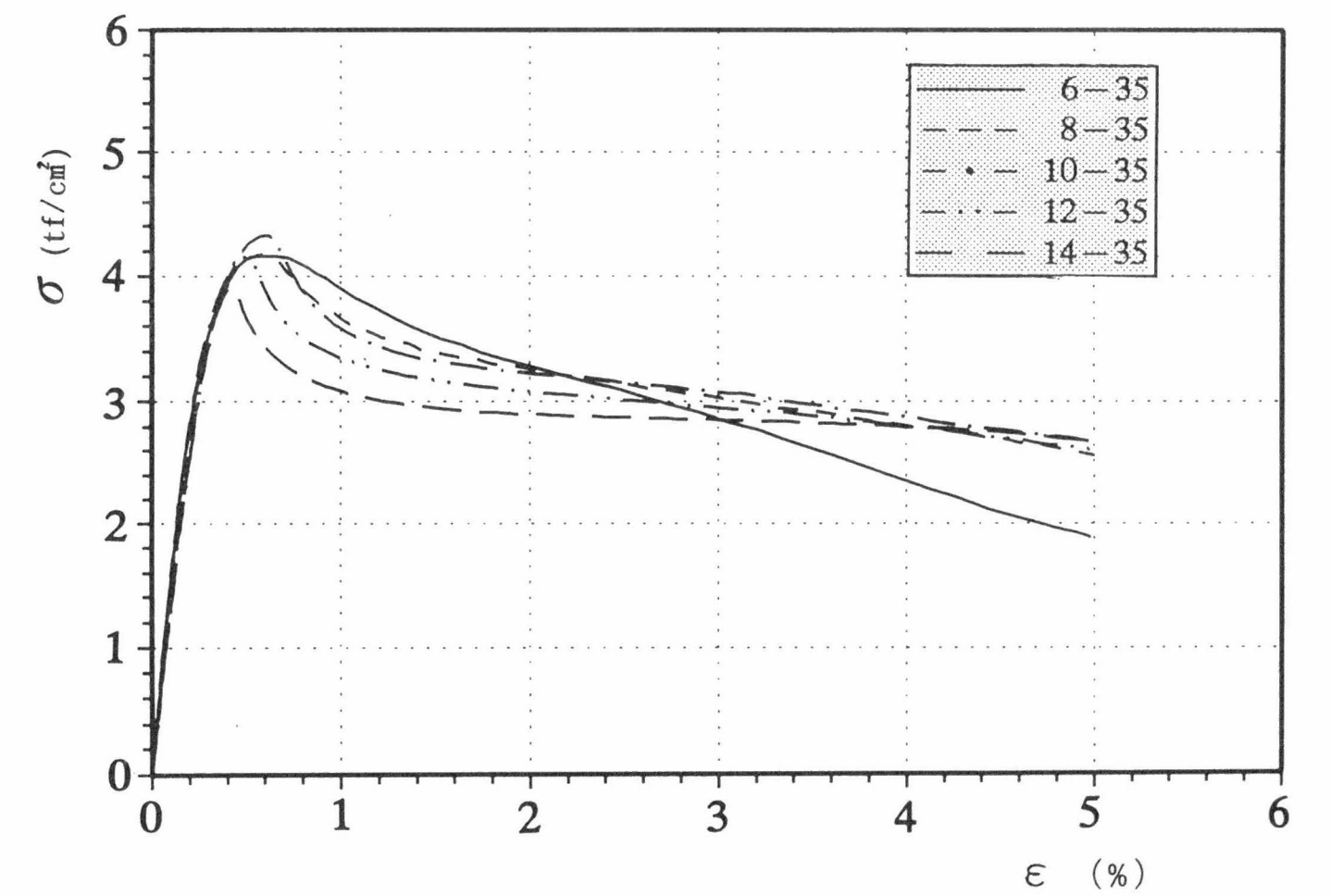


図 -3.4.4 $\sigma - \epsilon$ 関係 ($d/t_w = 35$)

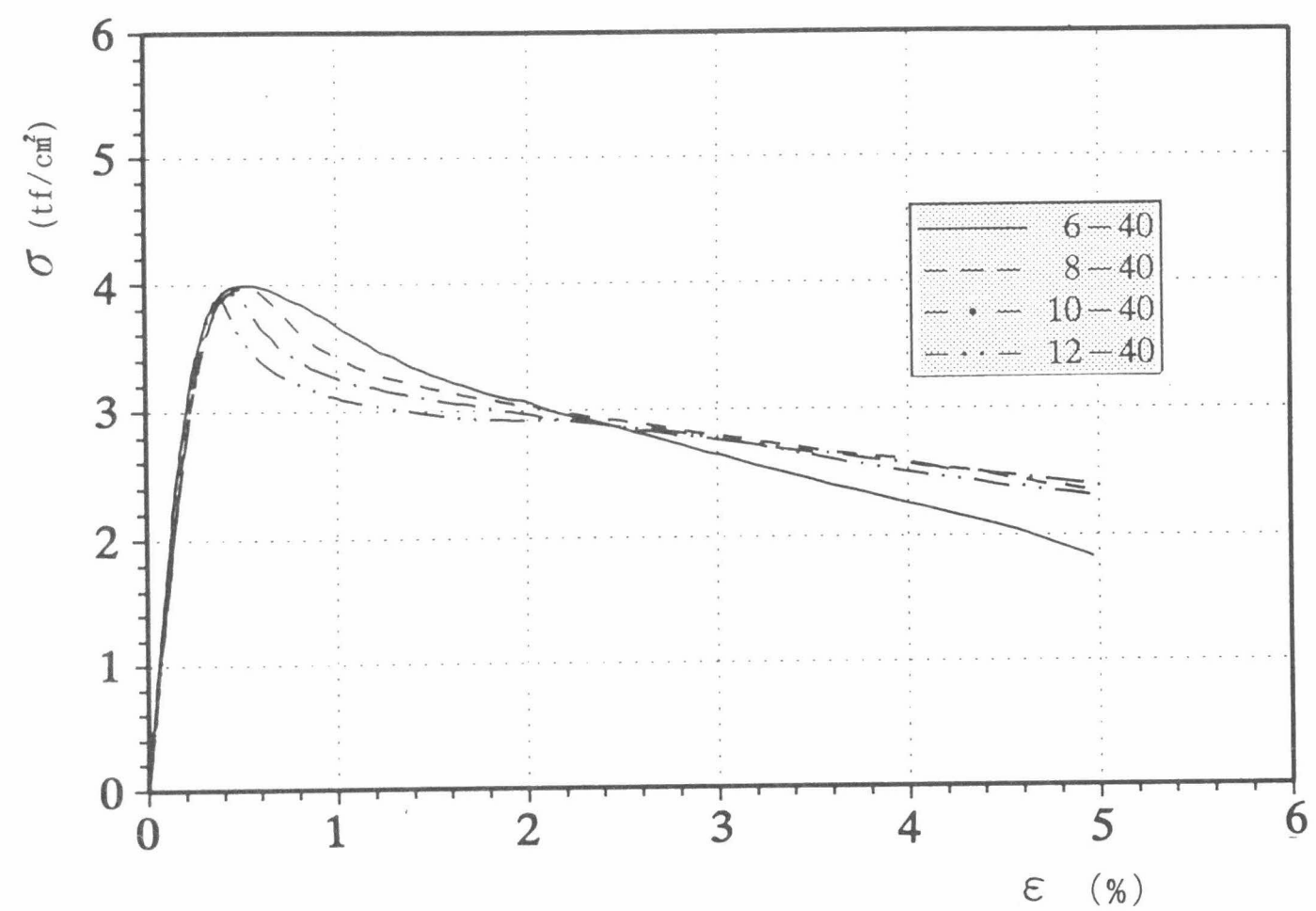


図 -3.4.5 $\sigma - \varepsilon$ 関係 ($d / t_w = 40$)

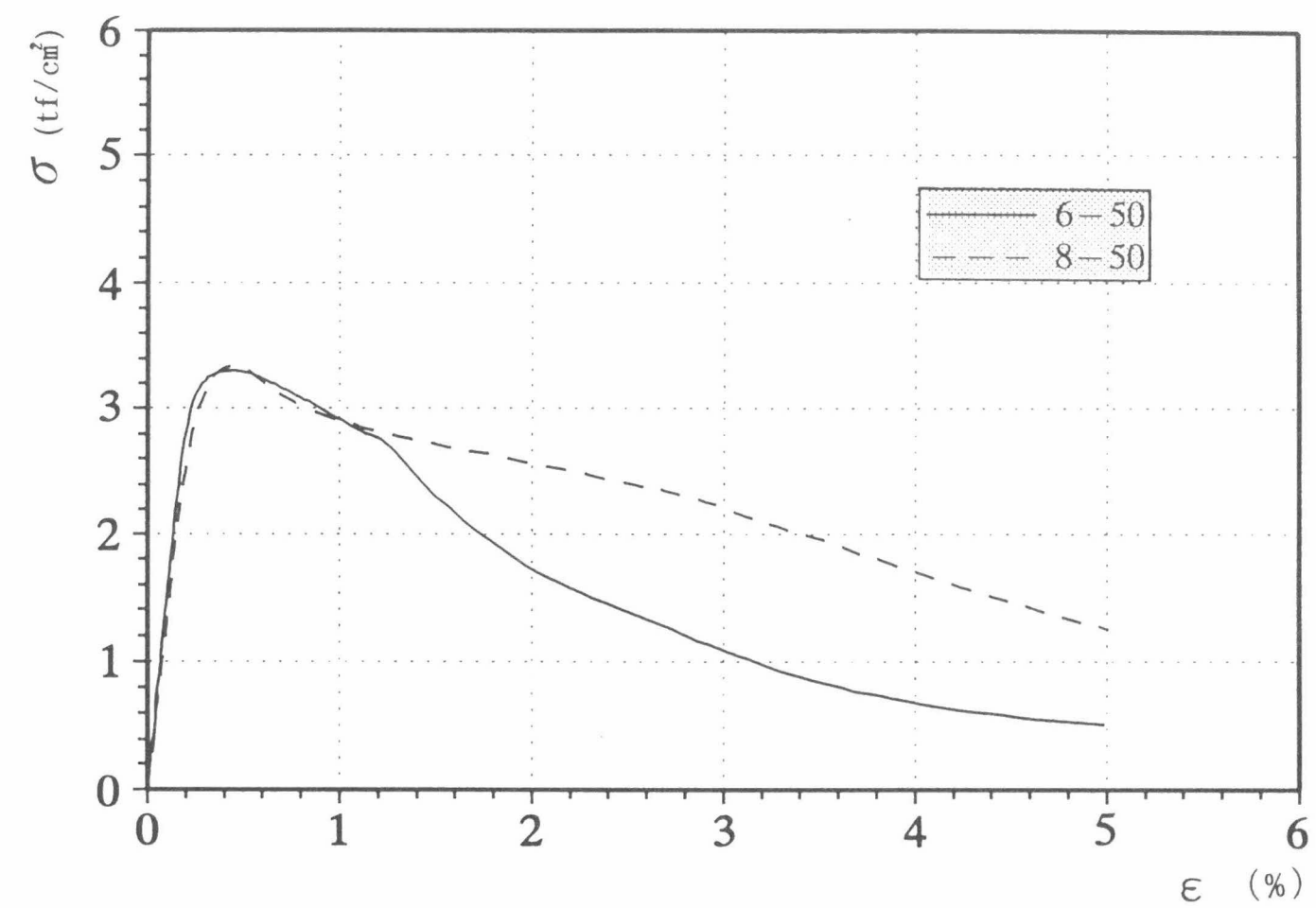


図 -3.4.7 $\sigma - \varepsilon$ 関係 ($d / t_w = 50$)

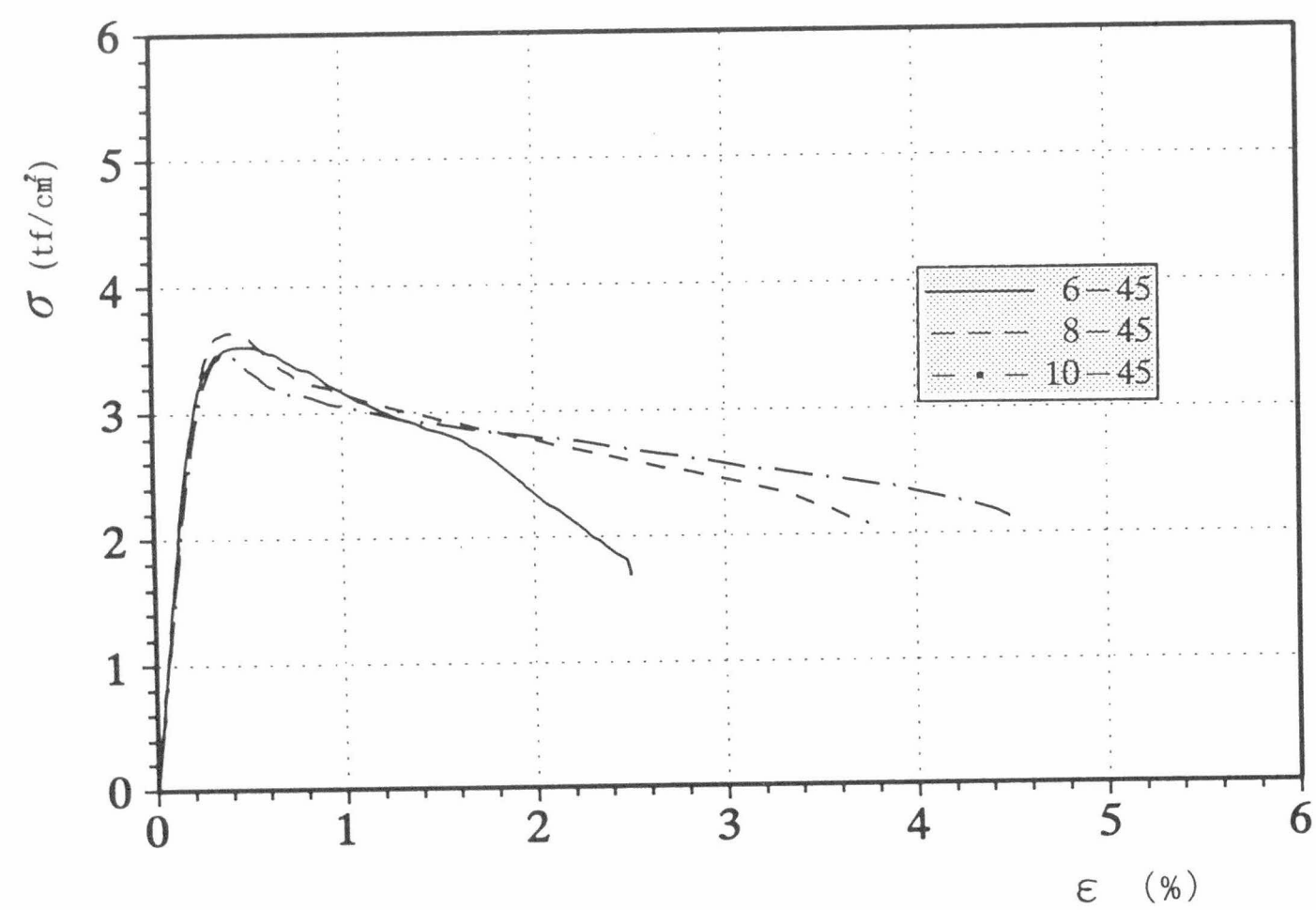


図 -3.4.6 $\sigma - \varepsilon$ 関係 ($d / t_w = 45$)

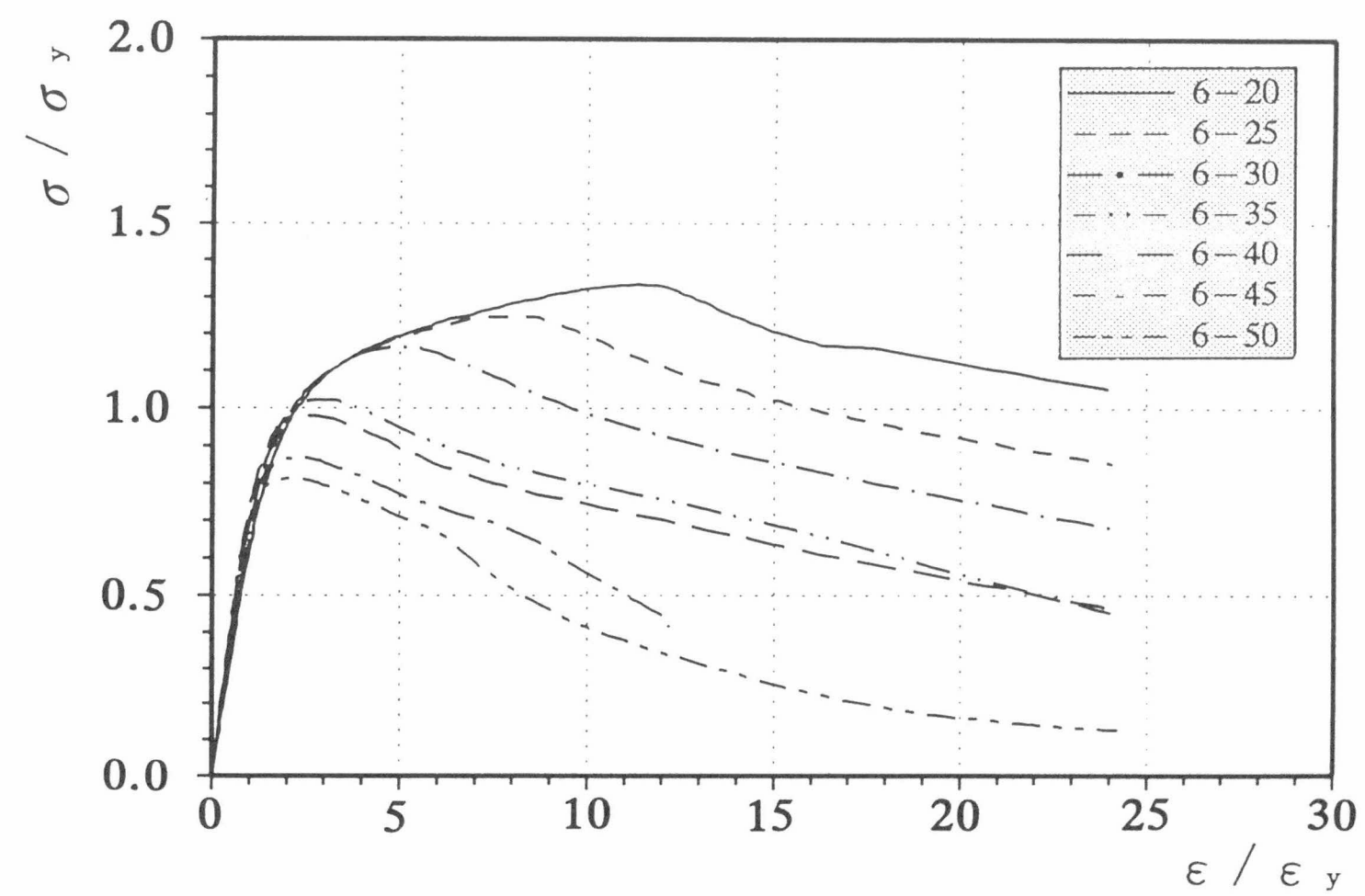


図 -3.5.1 $\sigma / \sigma_y - \varepsilon / \varepsilon_y$ 関係 ($b / t_f = 6$)

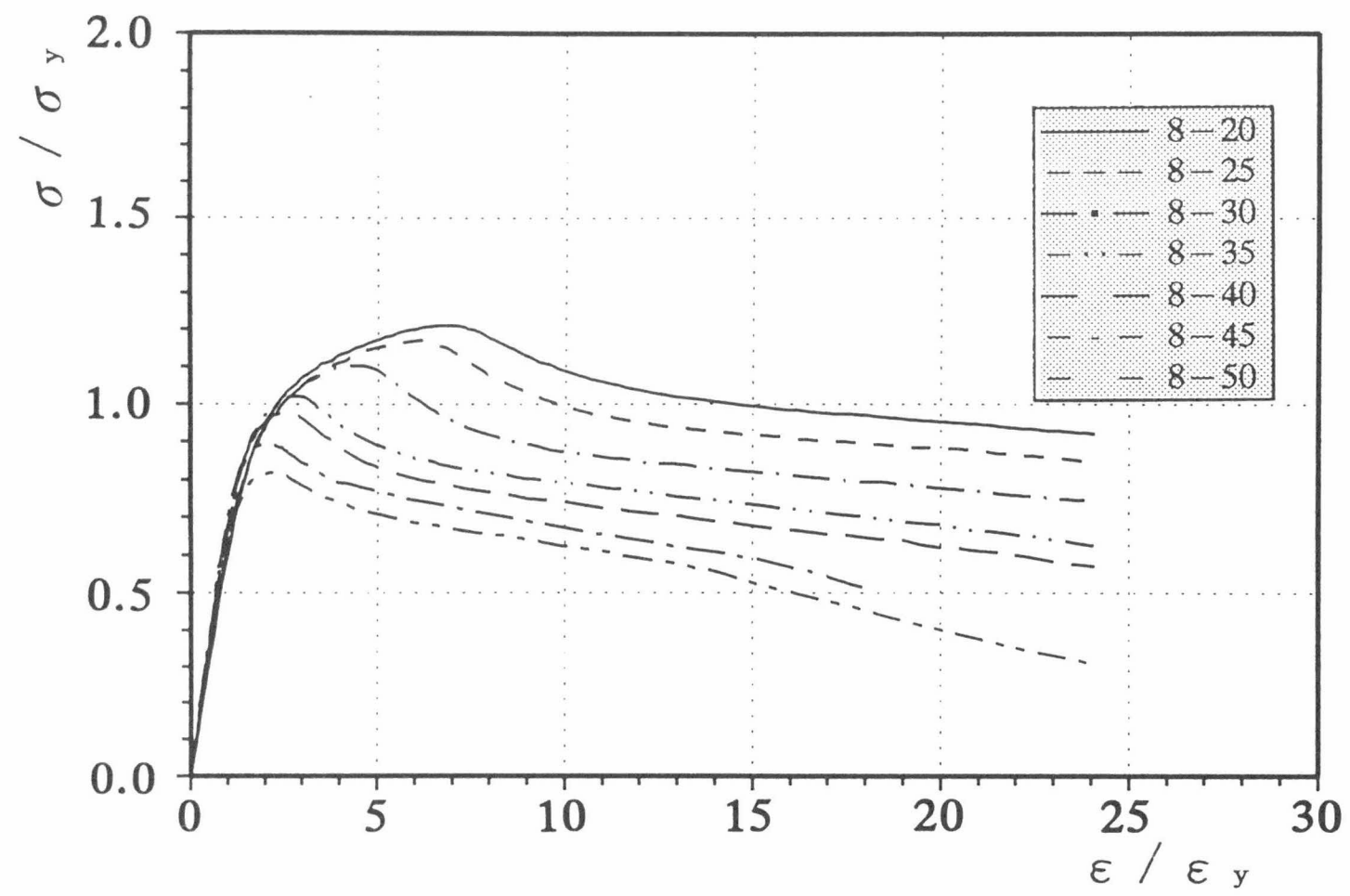


図-3.5.2 $\sigma / \sigma_y - \epsilon / \epsilon_y$ 関係 ($b / t_f = 8$)

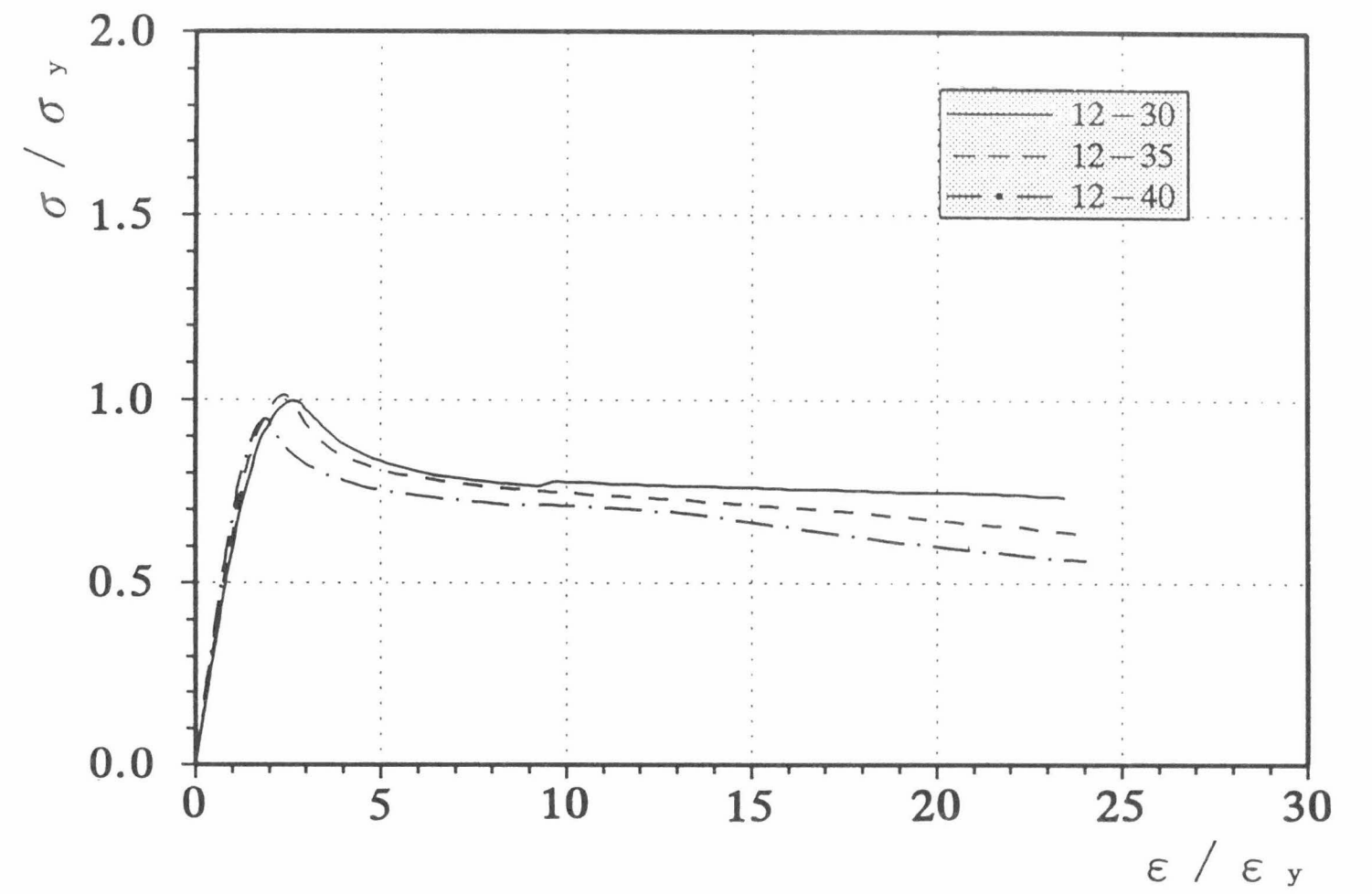


図-3.5.4 $\sigma / \sigma_y - \epsilon / \epsilon_y$ 関係 ($b / t_f = 12$)

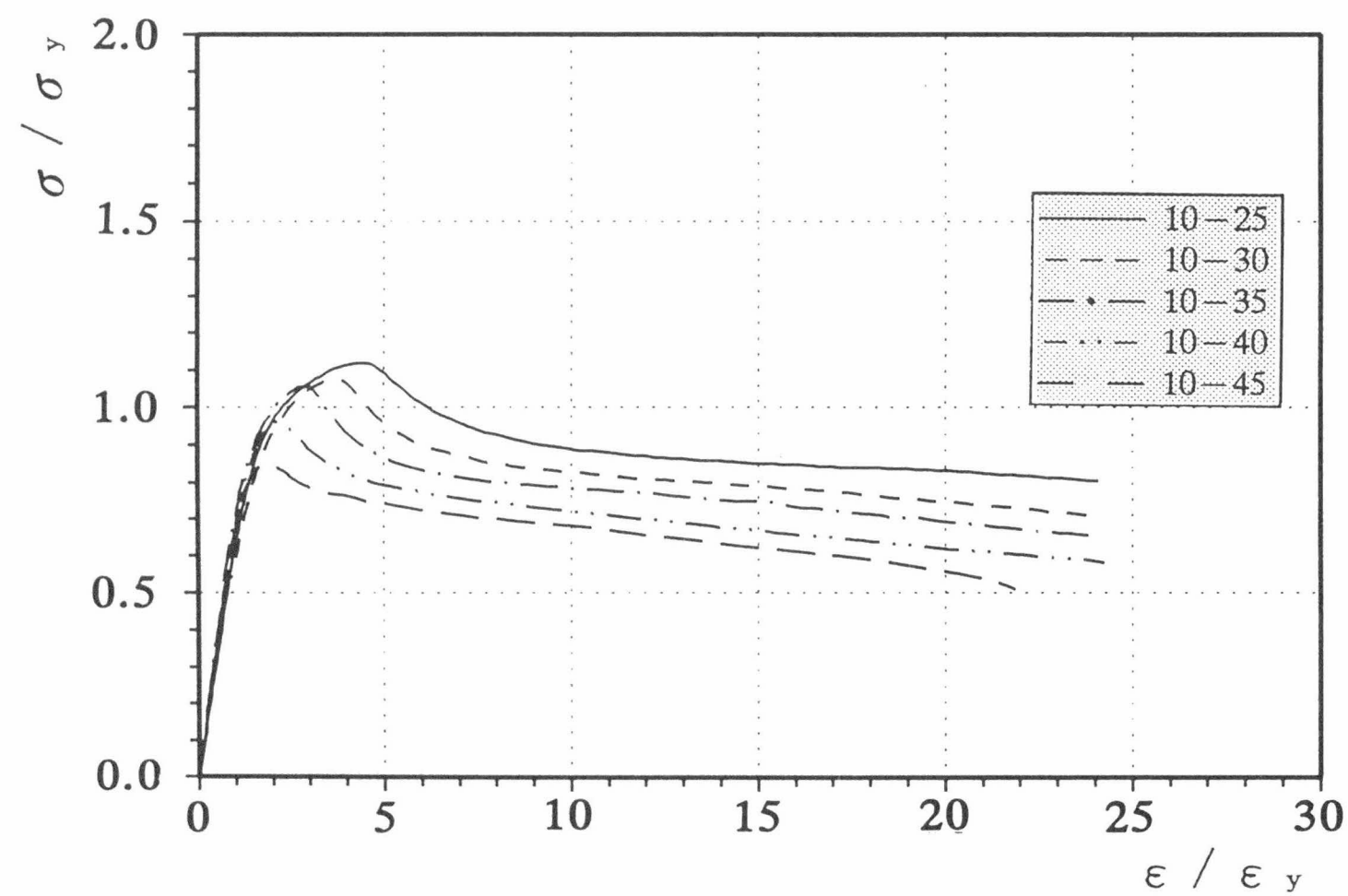


図-3.5.3 $\sigma / \sigma_y - \epsilon / \epsilon_y$ 関係 ($b / t_f = 10$)

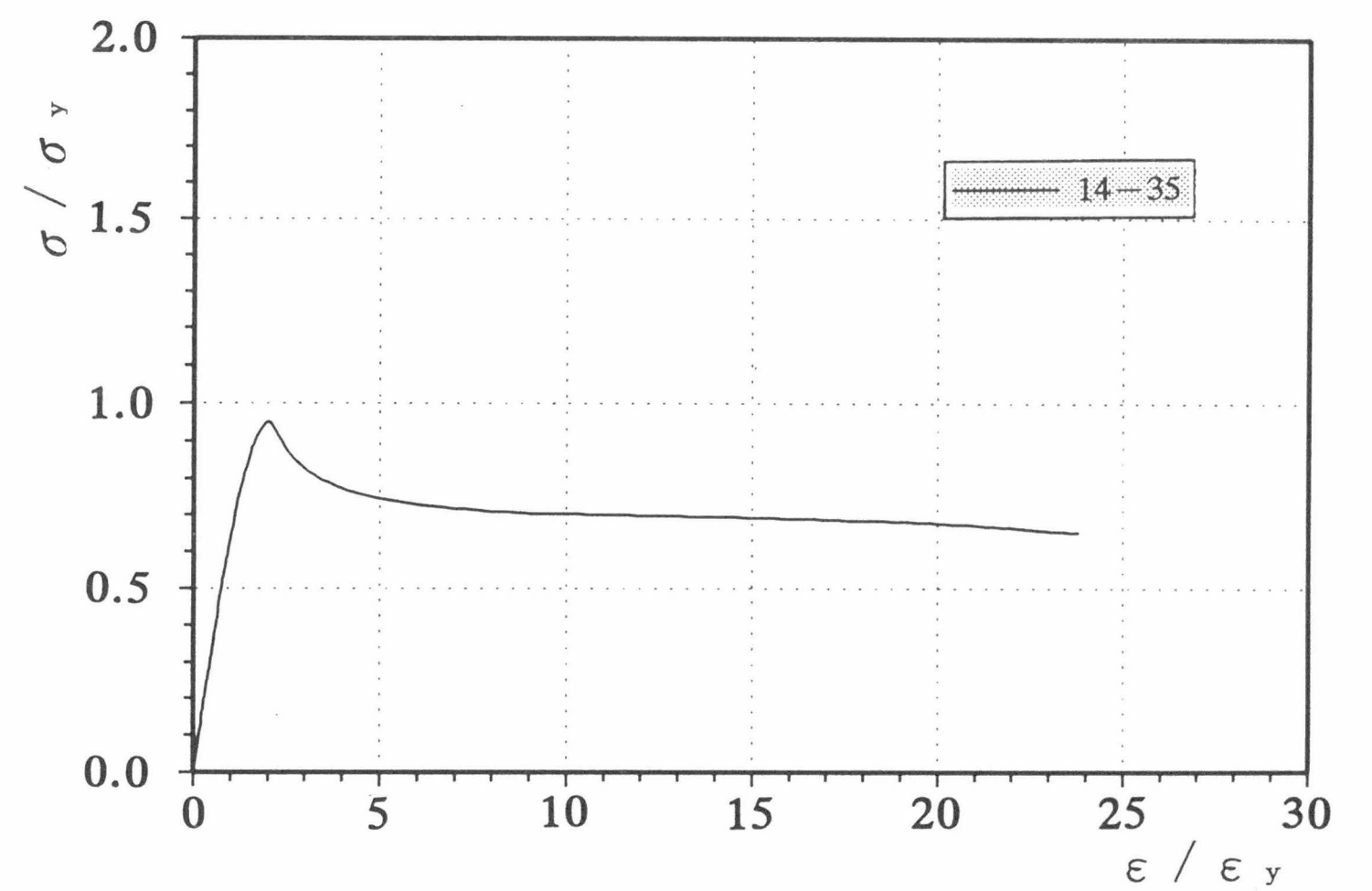


図-3.5.5 $\sigma / \sigma_y - \epsilon / \epsilon_y$ 関係 ($b / t_f = 14$)

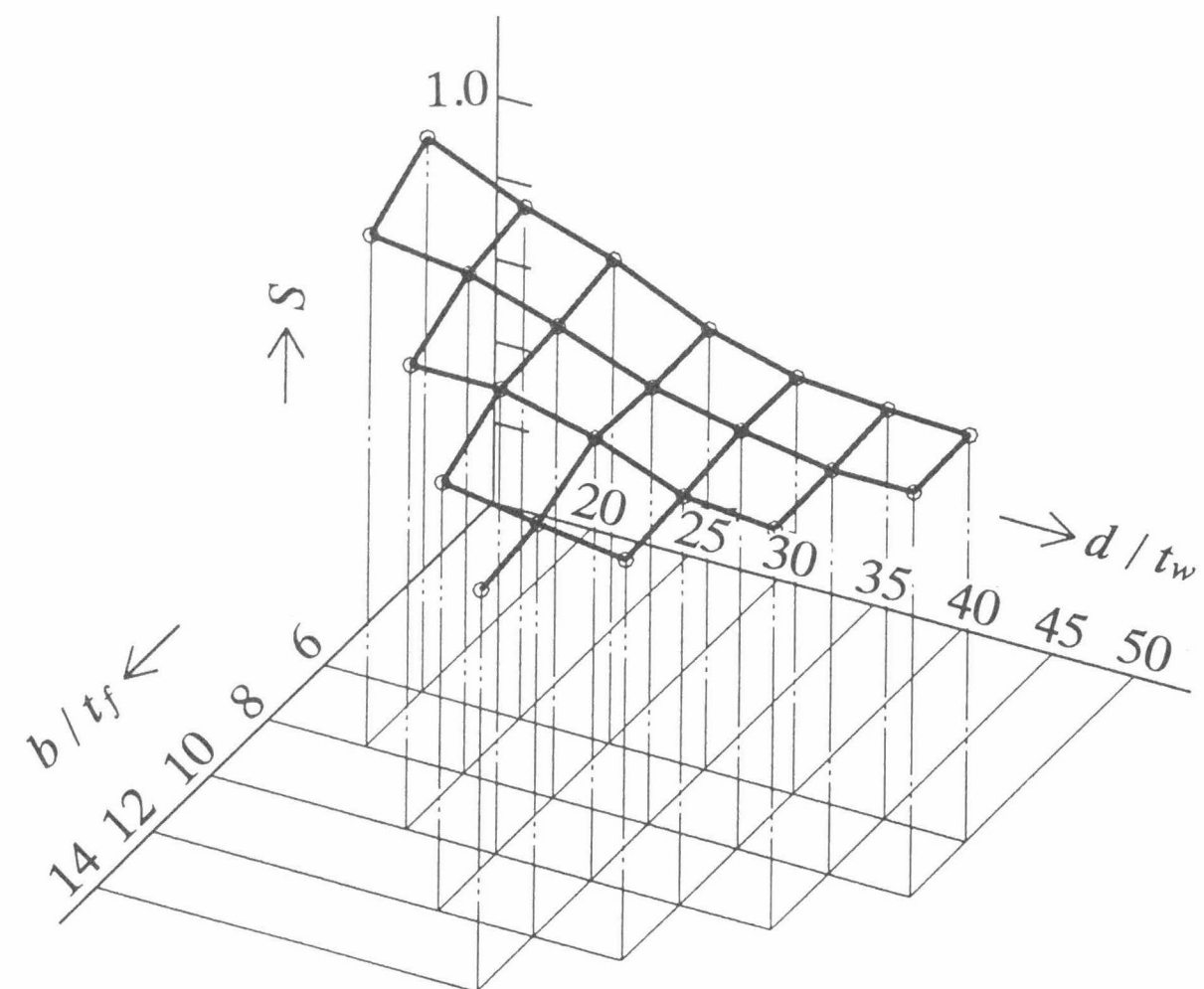


図-3.6 $S-b/t_f-d/t_w$ 関係

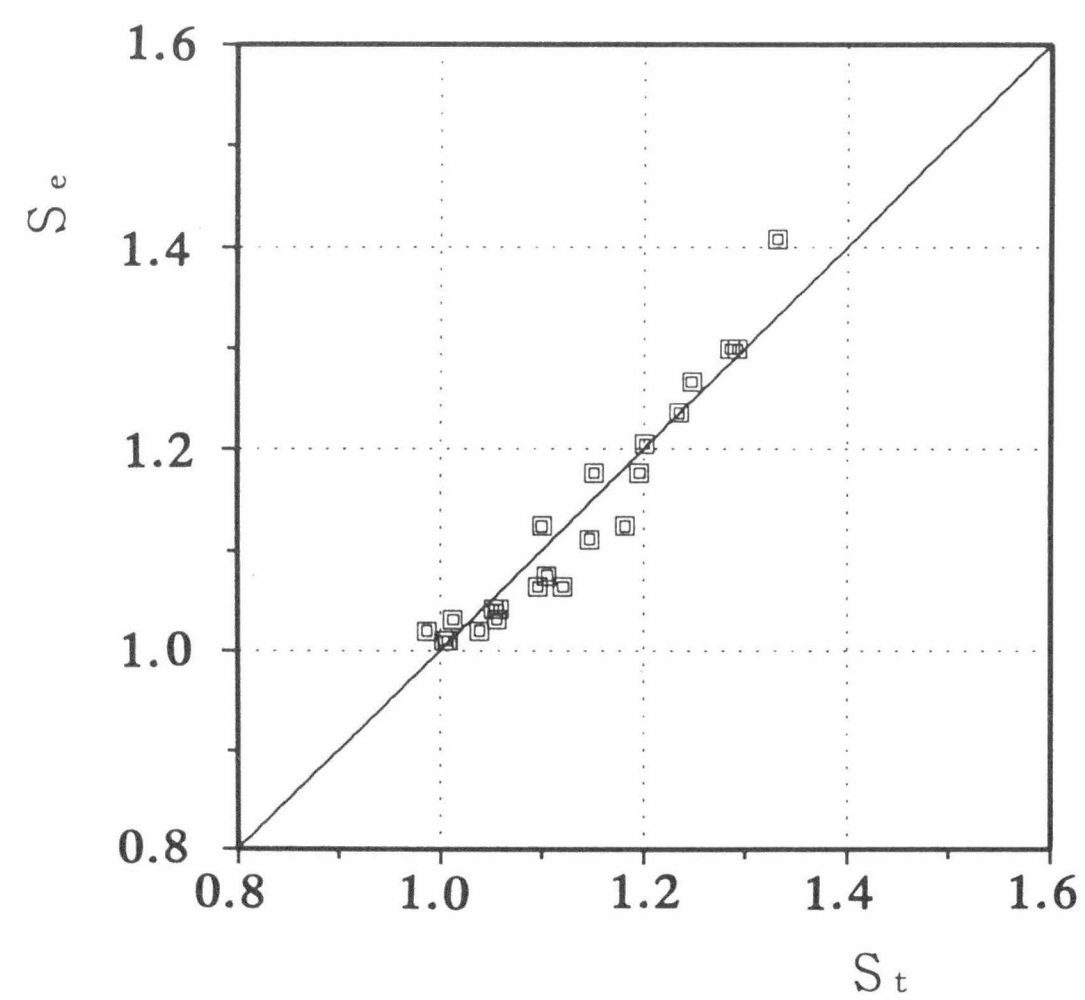


図-3.7 S_e-S_t 関係

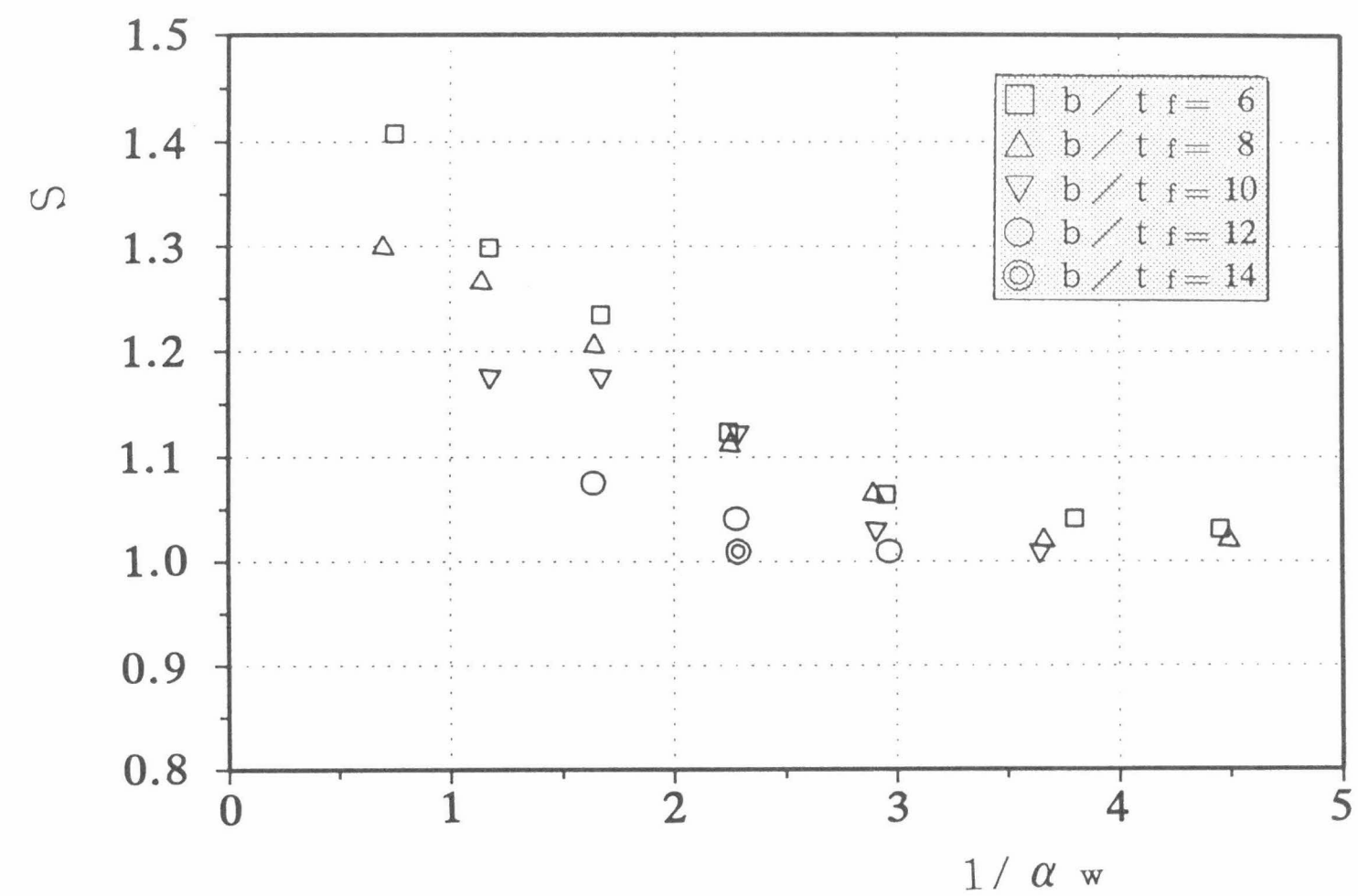


図-3.8 $S-1/\alpha_w$ 関係

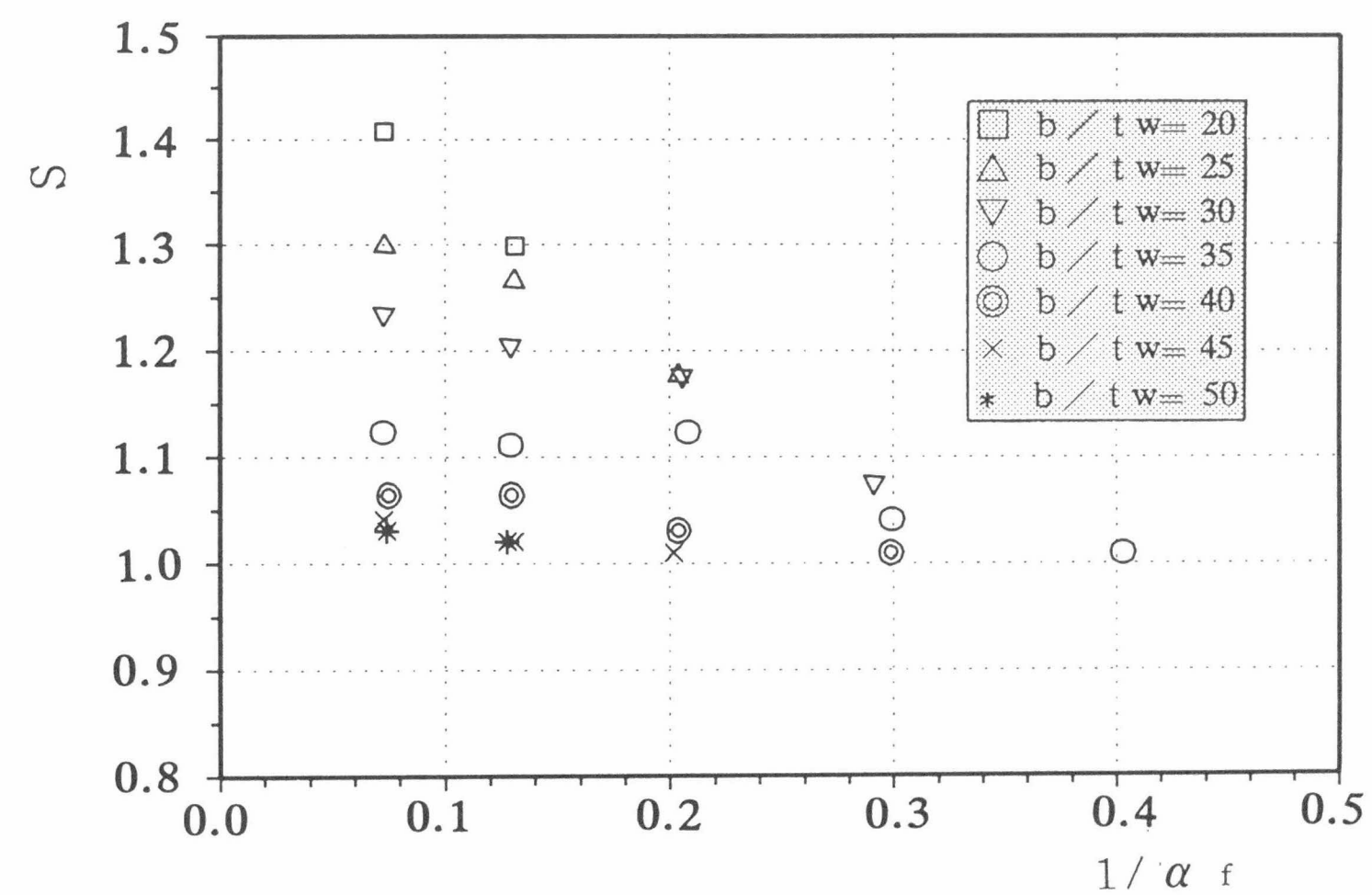


図-3.9 $S-1/\alpha_f$ 関係



写真 3.1.1 H形短柱実験状況



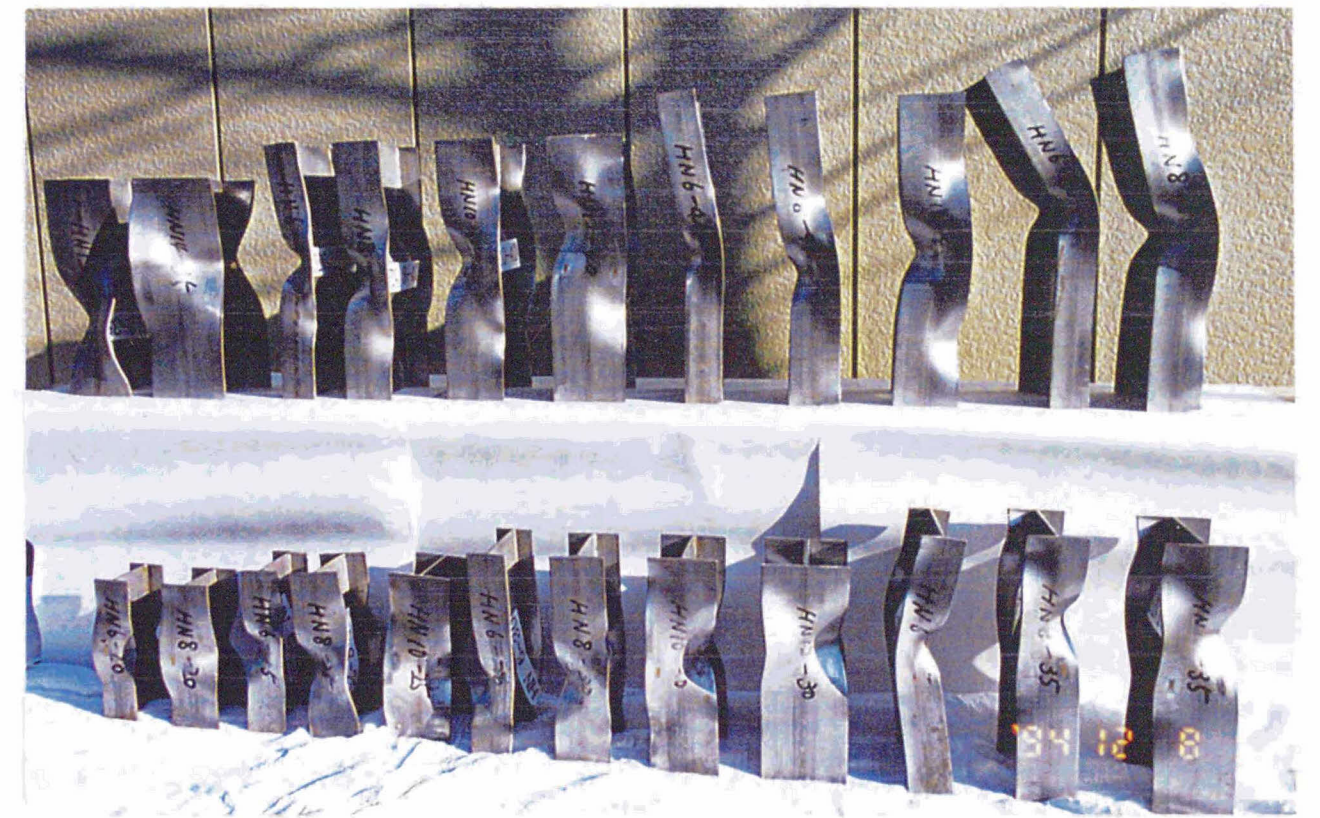


写真 3.1.2 H形短柱破壊状況

3. 2. 2 部材実験

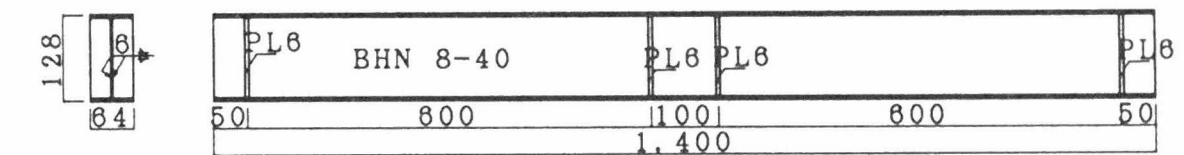
第2章で示した評価式を検証するため部材実験を行う。SUS304製の実験については文献19)を引用することとし、ここではSUS304N2製部材の実験について述べる。

1) 試験体

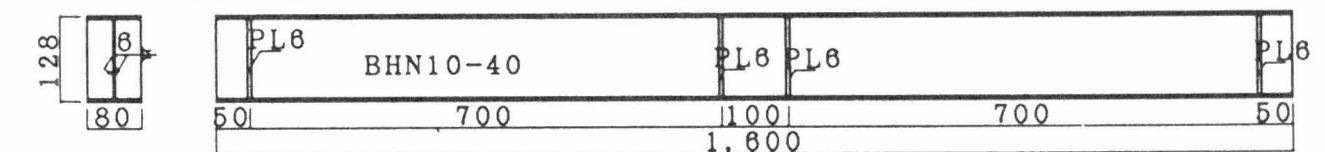
部材実験は曲げ実験（ビームテスト）と曲げ圧縮実験（ビームカラムテスト）を行った。ビームテストでは $6 \leq b/t_f \leq 14$ 、 $40 \leq d/t_w \leq 75$ の範囲で12体、ビームカラムテストでは $6 \leq b/t_f \leq 14$ 、 $40 \leq d/t_w \leq 50$ の範囲で6体計18体である。何れも溶接組立部材であり、スタブカラムテストと同じ部材を使用した。従って素材の機械的性質も同じである。

試験体は中央部2箇所スチフナを溶接し、この部分を仕口とする片持ち梁形式とした。片持ち梁部分の長さ L はフランジ幅 $2b$ の約9倍とした。試験体の形状と各部寸法を図-3.10.1（beam）、図-3.10.2（beam-column）に示す。

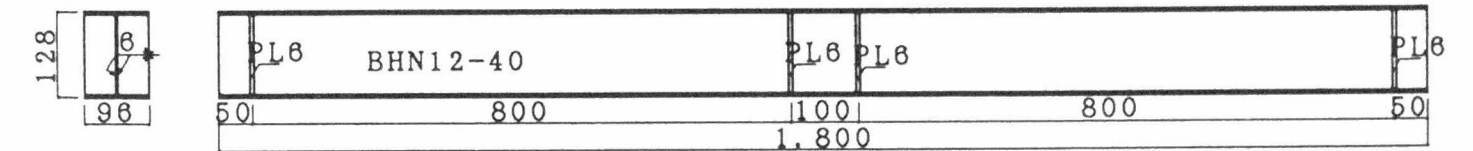
BHN-128X84X3X4



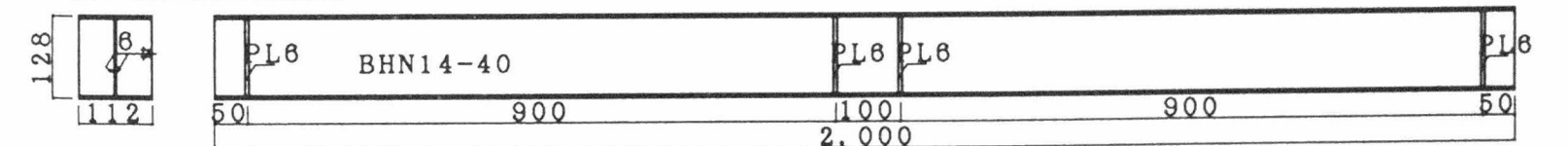
BHN-128X80X3X4



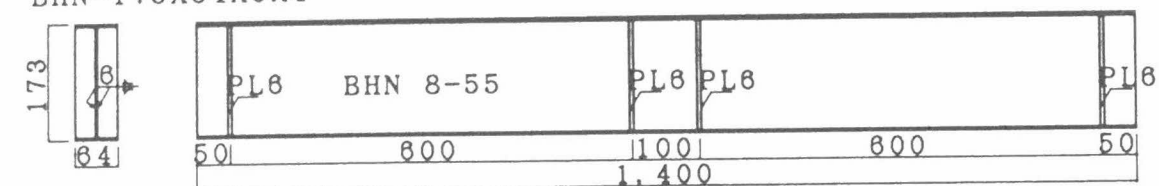
BHN-128X96X3X4



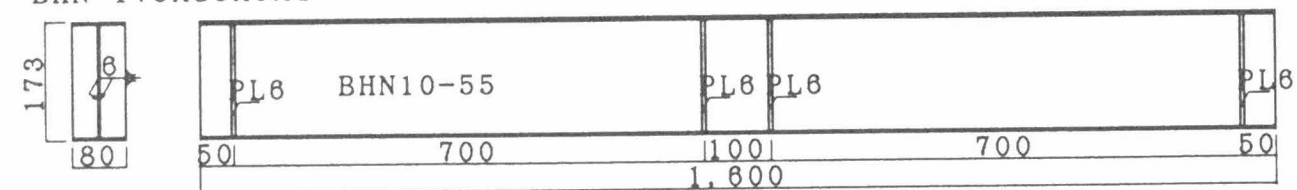
BHN-128X112X3X4



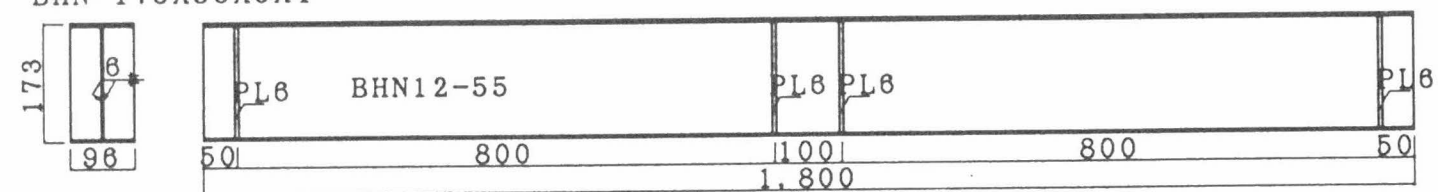
BHN-173X84X3X4



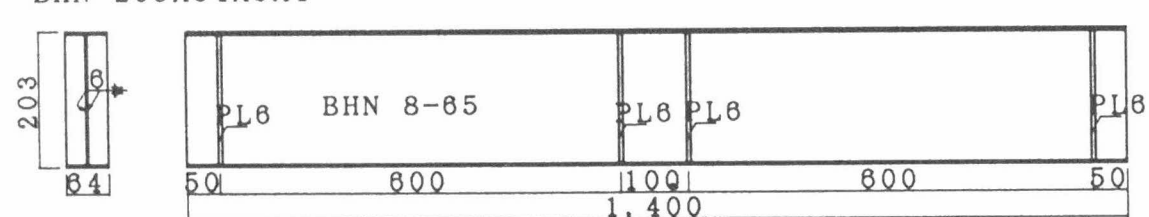
BHN-173X80X3X4



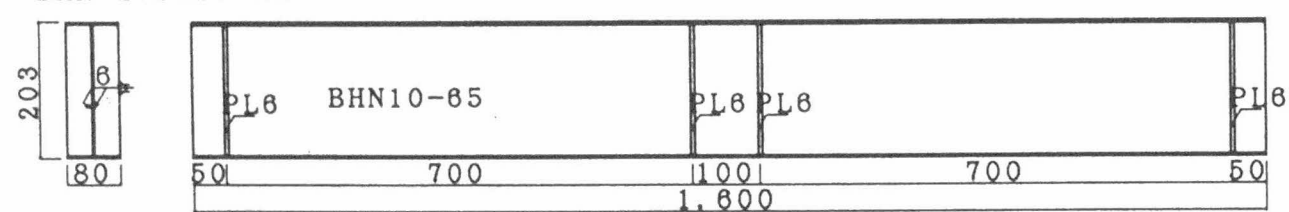
BHN-173X96X3X4



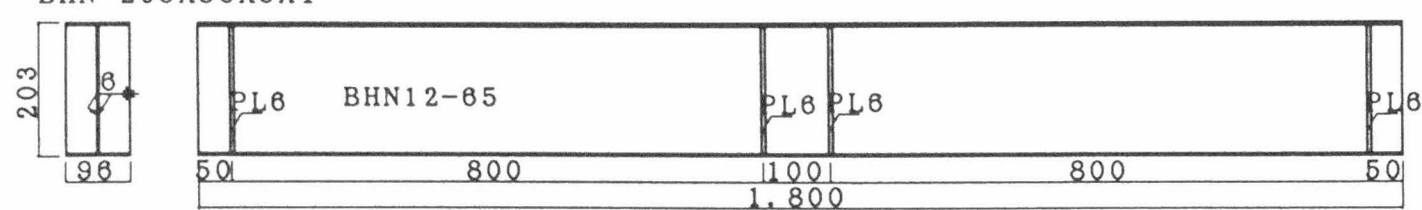
BHN-203X84X3X4



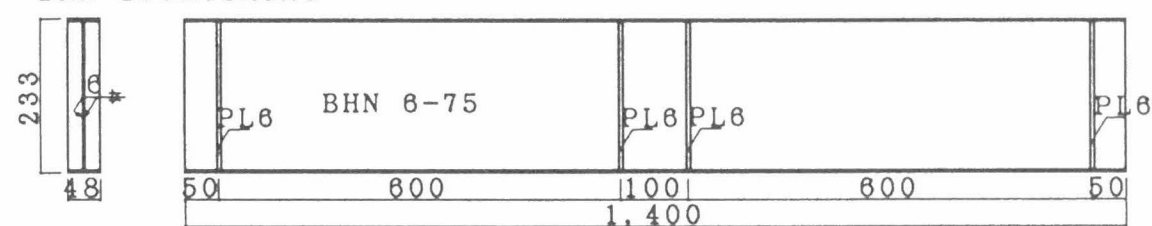
BHN-203X80X3X4



BHN-203X96X3X4



BHN-233X48X3X4



BHN-233X64X3X4

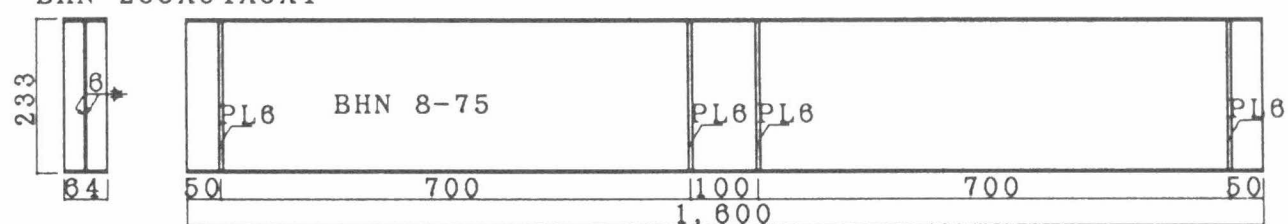
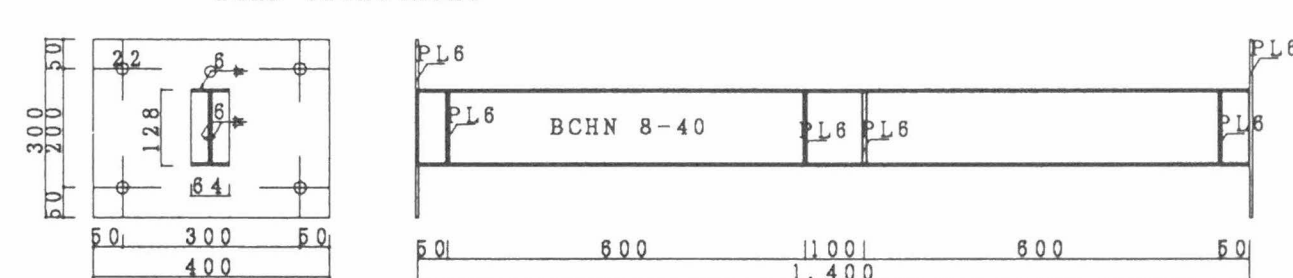
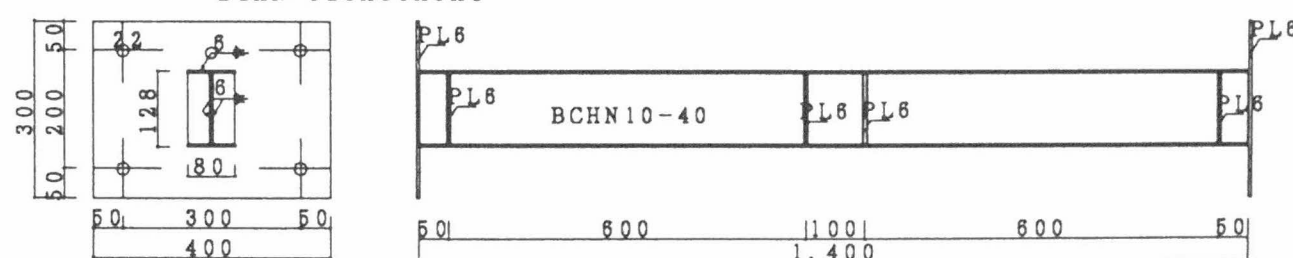


図-3.10.1 試験体 (beam)

BCHN-128X64X3X4



BCHN-128X80X3X4



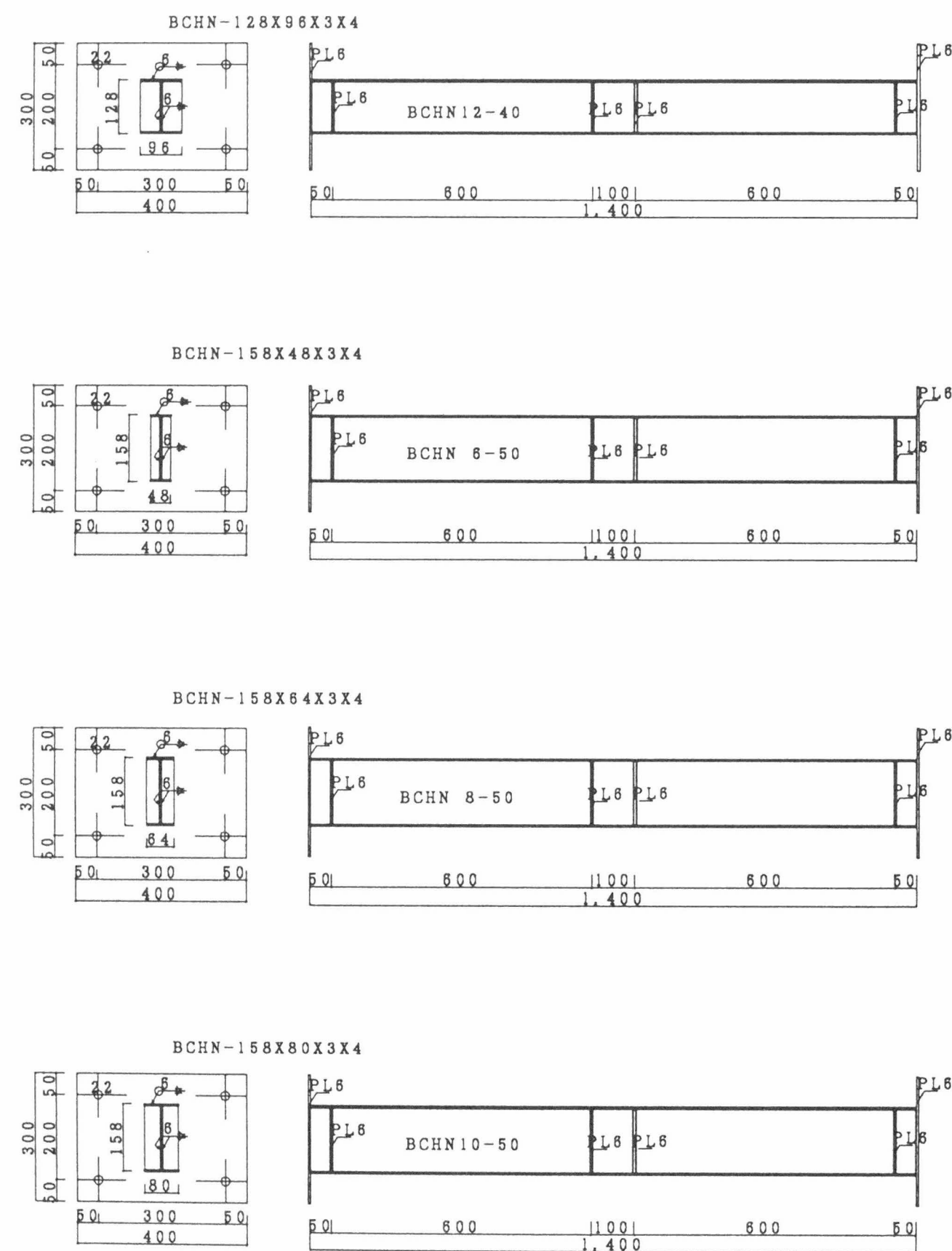


図 -3.10.2 試験体 (beam-column)

2) 実験方法

実験は3点曲げ形式で行い、100tの万能型試験機を用いて一方向単調荷重を行った(図-3.12,3.13参照)。加力点位置の上部フランジは加力面外回転に対してのみ自由とした。また、反力点はピンローラー支承として回転と水平移動に対して無拘束とした。また、局部座屈が発生する前に横座屈が発生した場合はデータ整理から除くこととした。曲げ圧縮実験では軸力比 $\rho = 0.3$ を図-3.11に示す治具を用いて常に導入した。

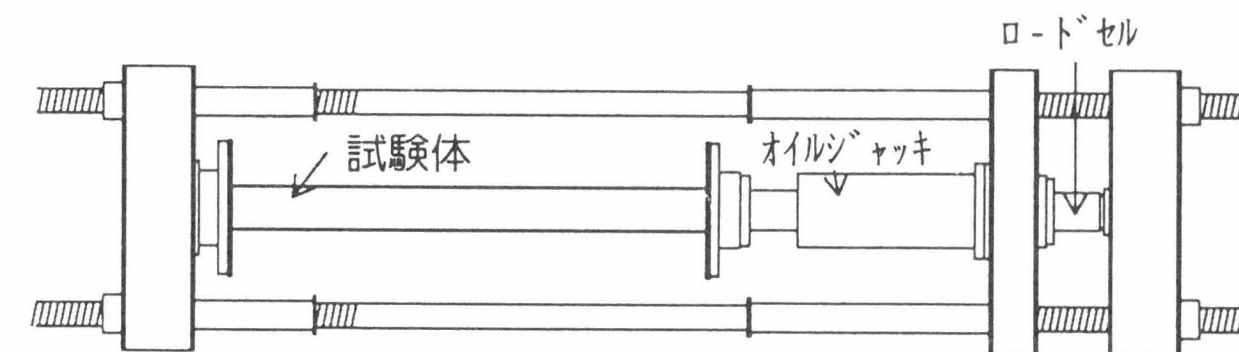


図 -3.11 軸力用治具

図-3.12 (beam)、図-3.13 (beam-column) に加力位置と変位計の位置を示す。変形の測定は、支点位置($d1, d2$)と中央部分($d3, d4, d5, d6$)で変位計によって実測し、 $\delta_0, \phi_R, \phi_L, \delta_R, \delta_L$ は(3.2)式、(3.3)式、(3.4)式、(3.5)式、(3.6)式により計算する。実験結果としては、局部座屈が発生した側の値を採用する。

尚、図-3.14に変形の解析モデルを示す。

$$\delta_0 = \frac{d1 + d2 + d3 + d4}{4} - \frac{d1 + d2}{2} \quad (3.2)$$

$$\phi_R = \frac{d4 - d3}{200} - \frac{d2 - d1}{2L} \quad (3.3)$$

$$\phi_L = \frac{d5 - d6}{200} - \frac{d1 - d2}{2L} \quad (3.4)$$

$$\delta_R = \delta_0 + \phi_R L \quad (3.5)$$

$$\delta_L = \delta_0 + \phi_L L \quad (3.6)$$

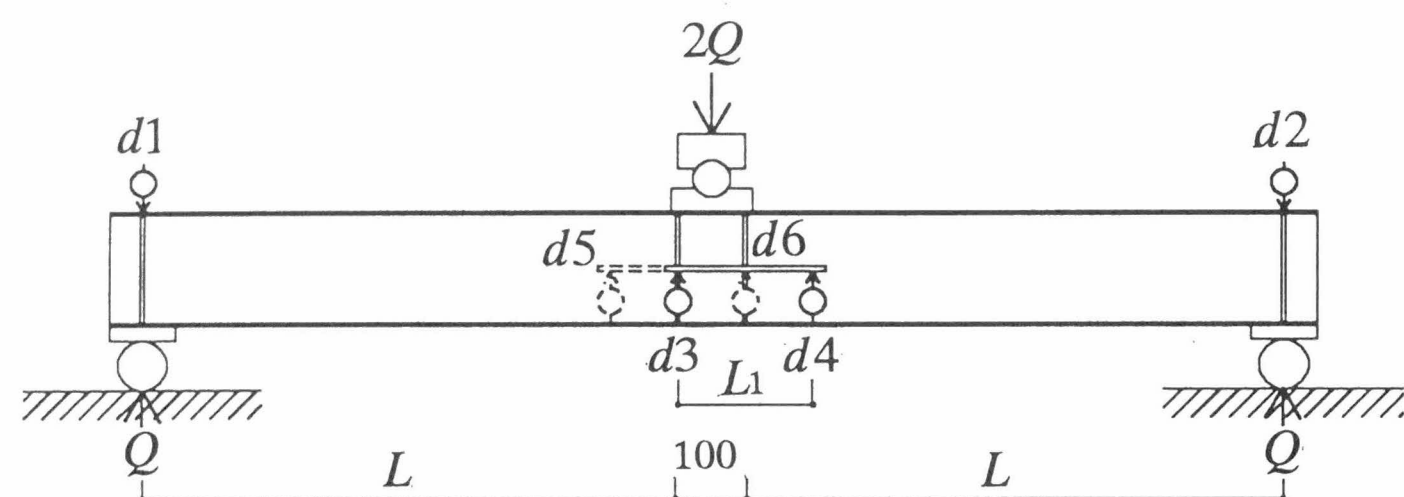


図-3.12 (beam) 加力位置と測定位置

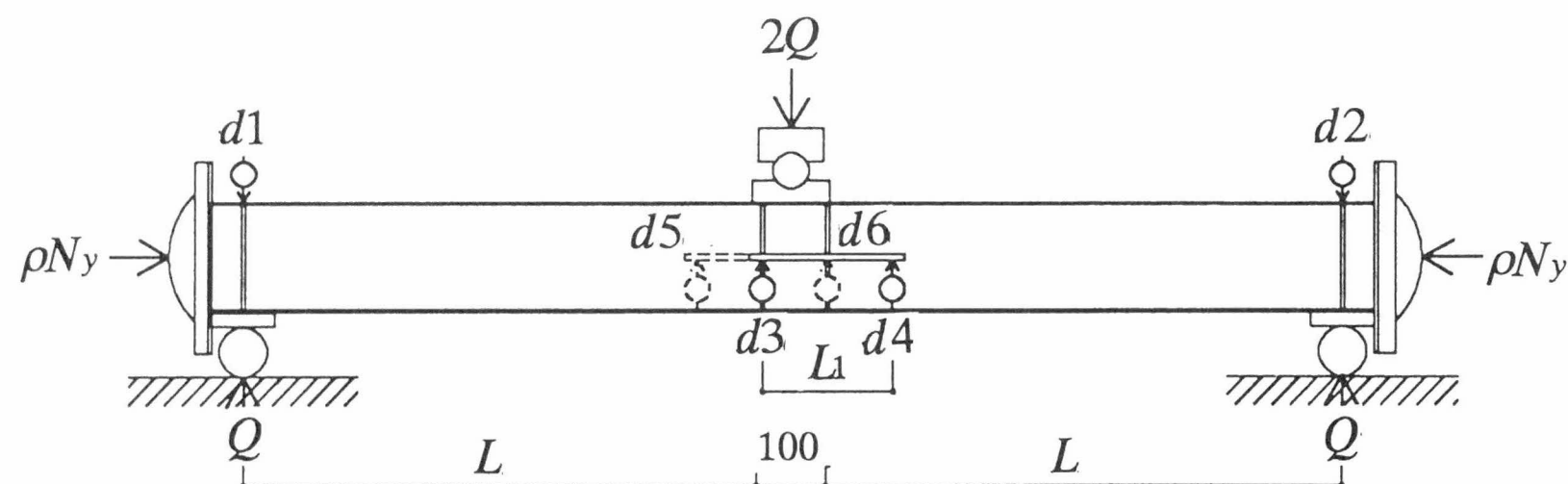


図-3.13 (beam-column) 加力位置と測定位置

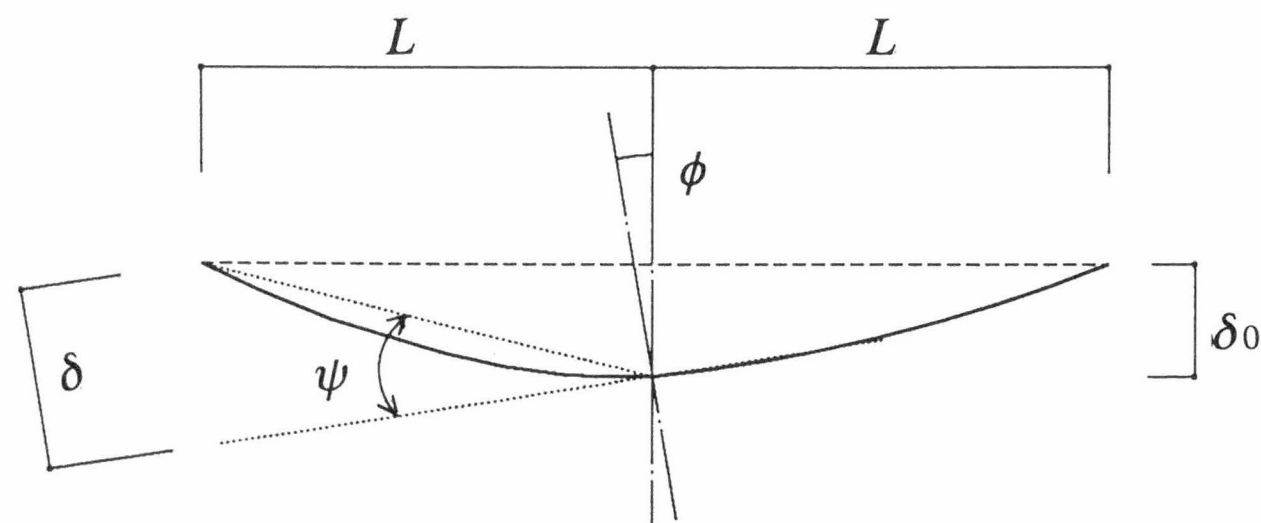


図-3.14 変形モデル

3) 実験結果

試験体及び実験結果一覧を表-3.4に示す(SUS304については付録4参照)。試験体名は記号(B: Beam, BC: Beam-Column, HN: SUS304N2 H形鋼)、 b/t_f 、 d/t_w の順で表す。

ここで M_{pc} : 軸力を考慮した全塑性モーメント (付録2.1参照)

δ_{pc} : M_{pc} に対応した弾性変形量 (付録2.1参照)

M_u : 最大モーメント

δ_u : 最大モーメントに達したときの変形量

η_e : 塑性変形倍率 $\{(\delta_u - \delta_{pc}) / \delta_{pc}\}$

この場合のモーメントは軸力による付加モーメントを考慮し次式で与える。

$$M = QL + \rho N_y \delta_0 \quad (3.7)$$

d/t_w を一定としたときの $M - \delta$ 関係を図-3.15.1～図-3.15.4 (beam)、図-3.16.1、図-3.16.2 (beam-column) に示す。また、 $M/M_p - \delta/\delta_p$ 関係を図-3.17.1～図-3.17.4 (beam)、 $M/M_{pc} - \delta/\delta_{pc}$ 関係を図-3.18.1、図-3.18.2 (beam-column) に示す。この実験で扱った幅厚比の範囲では M/M_p 及び M/M_{pc} はいずれも1以上になっているがBHN8-40以外の試験体では歪硬化域が狭い。また、変形の無次元化では降伏モーメントに対応する δ/δ_p 及び δ/δ_{pc} はほぼ1.5～2.0となっている。

実験では中央スチフナ内の上部フランジが局部座屈した試験体 (BHN8-40・10-40・10-65, BCHN8-40) や、局部座屈発生後横座屈を起こした試験体 (BHN6-75, BCHN8-40・6-50) があったが、局部座屈発生時点でのデータに支障がないので採用した。しかし、横座屈が起こると最大耐力以降の耐力低下が著しいことがわかる。特にBHN6-7, BCHN6-50は細長比がそれぞれ72.6, 64.6と大きくその傾向が強い。

最大耐力と最大変形の関係を炭素鋼⁵⁾およびステンレス鋼SUS304と比較すると図-3.19.1 ($\rho = 0$)、図-3.19.2 ($\rho = 0.3$) のようになる。このグラフでのフランジとウェブの幅厚比は

SUS304N2: $b/t_f = 6 \sim 14$ 、 $d/t_w = 40 \sim 75$

SUS304: $b/t_f = 10 \sim 16$ 、 $d/t_w = 40 \sim 70$

SS400: $b/t_f = 8 \sim 16$ 、 $d/t_w = 40 \sim 60$

SM490 : $b/t_f = 7 \sim 15$ 、 $d/t_w = 35 \sim 55$
 の範囲である。

実験状況を写真 3.2.1 (beam)、写真 3.2.2 (beam-column) に示す。
 中央スチフナ内の上フランジが局部座屈した試験体 (BHN10-40、BCHN8-40) の破壊状況を写真 3.3.1、写真 3.3.2 に示す。また、局部座屈発生後横座屈を起こした試験体 (BHN6-75、BCHN6-50) の破壊状況を写真 3.3.3、写真 3.3.4 に示す。
 上記のどちらにも属さない試験体 (BHN12-40、BCHN12-40) の破壊状況を写真 3.3.5、写真 3.3.6 に示す。

表 -3.4 試験体及び実験結果一覧

試験体名	断面寸法 (mm)	L (mm)	t_f (mm)	t_w (mm)	b/t_f	d/t_w	$M_{p,c}$ (*1)	M_u (*1)	$\delta_{p,c}$ (cm)	δ_u (cm)
BHN 8-40	128x 64x3x4	600	4.05	3.15	7.8	38.1	177.0	240.0	0.45	2.56
BHN10-40	128x 80x3x4	700	4.05	3.15	9.7	38.1	209.4	263.0	0.60	2.26
BHN12-40	128x 96x3x4	800	4.05	3.15	11.8	38.0	245.1	282.0	0.77	2.11
BHN14-40	128x112x3x4	900	4.05	3.15	13.9	38.1	279.4	307.0	0.97	2.07
BHN 8-55	173x 64x3x4	600	4.05	3.15	7.9	52.4	267.6	343.0	0.33	1.16
BHN10-55	173x 80x3x4	700	4.05	3.15	9.8	52.4	310.3	373.0	0.45	1.41
BHN12-55	173x 96x3x4	800	4.05	3.15	11.9	52.3	358.2	411.0	0.58	1.61
BHN 8-65	203x 64x3x4	600	4.05	3.15	7.9	61.8	333.4	394.0	0.29	1.20
BHN10-65	203x 80x3x4	700	4.05	3.15	9.9	61.8	387.0	454.0	0.38	1.21
BHN12-65	203x 96x3x4	800	4.05	3.15	11.8	62.0	441.0	497.0	0.49	1.17
BHN 6-75	233x 48x3x4	600	4.05	3.15	5.9	70.5	335.8	362.0	0.26	0.78
BHN 8-75	233x 64x3x4	700	4.05	3.15	7.9	70.5	398.5	461.0	0.35	0.78
BCHN 8-40	128x 64x3x4	600	4.05	3.15	7.9	38.0	155.0	195.0	0.38	1.34
BCHN10-40	128x 80x3x4	600	4.05	3.15	9.9	38.0	181.0	217.0	0.37	1.12
BCHN12-40	128x 96x3x4	600	4.05	3.15	11.8	37.8	203.8	220.0	0.36	0.79
BCHN 6-50	158x 48x3x4	600	4.05	3.15	5.9	47.6	173.6	182.0	0.32	0.57
BCHN 8-50	158x 64x3x4	600	4.05	3.15	7.9	47.5	207.2	236.0	0.31	0.92
BCHN10-50	158x 80x3x4	600	4.05	3.15	9.9	47.5	240.7	272.0	0.31	0.73

*1: $t_f \cdot \text{cm}$

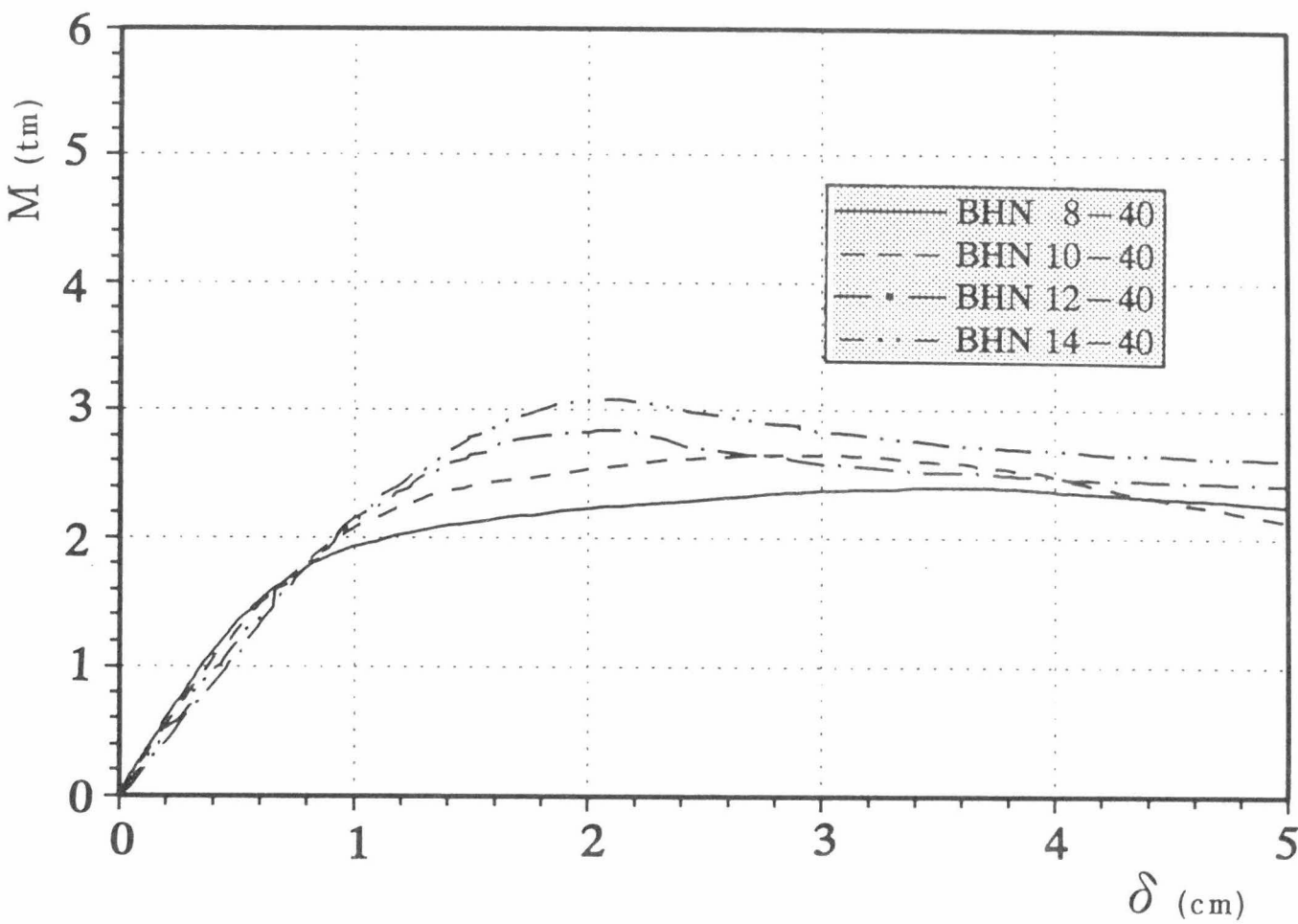


図 -3.15.1 $M - \delta$ 関係 (BHN : $d / t_w = 40$)

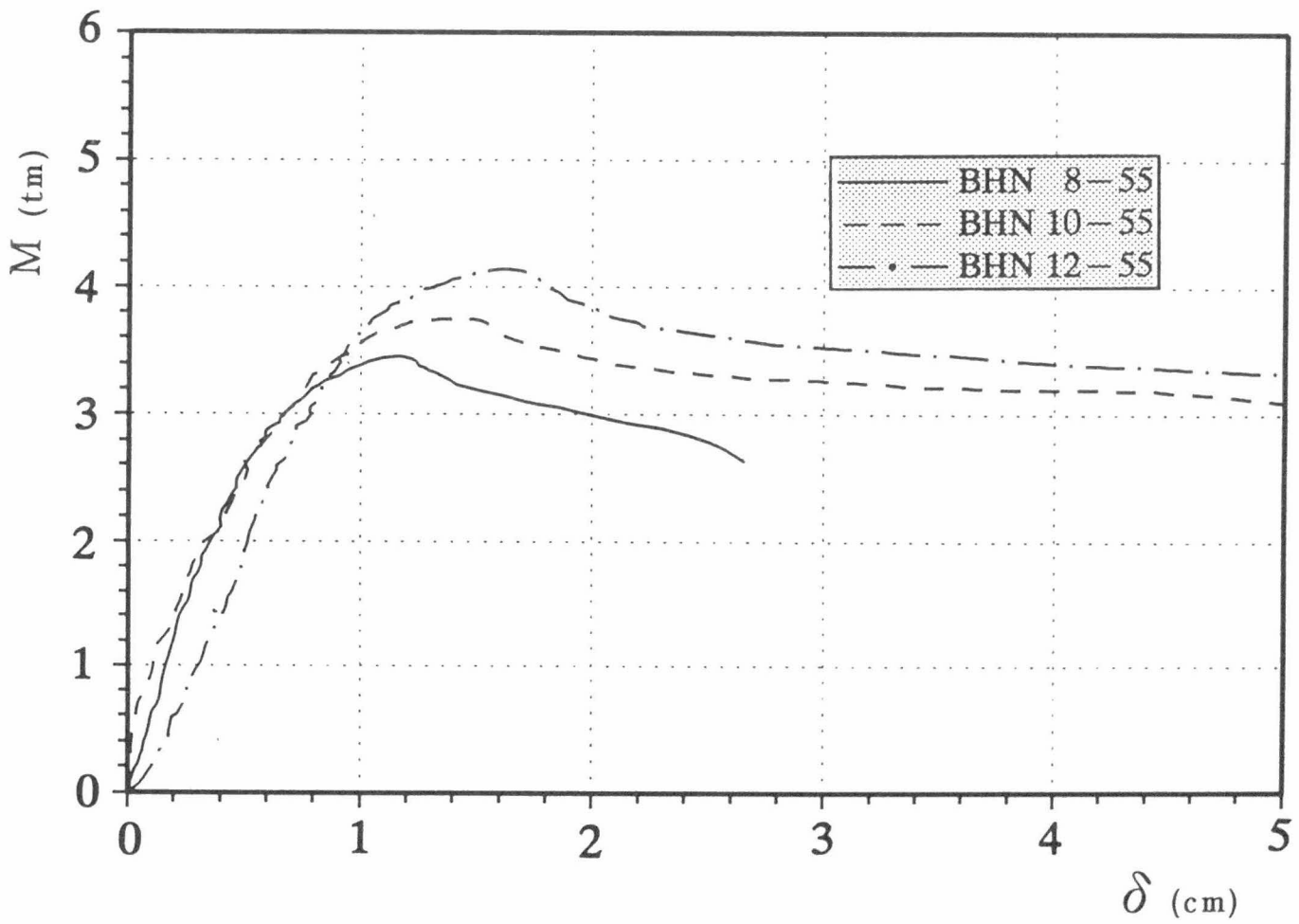


図 -3.15.2 $M - \delta$ 関係 (BHN : $d / t_w = 55$)

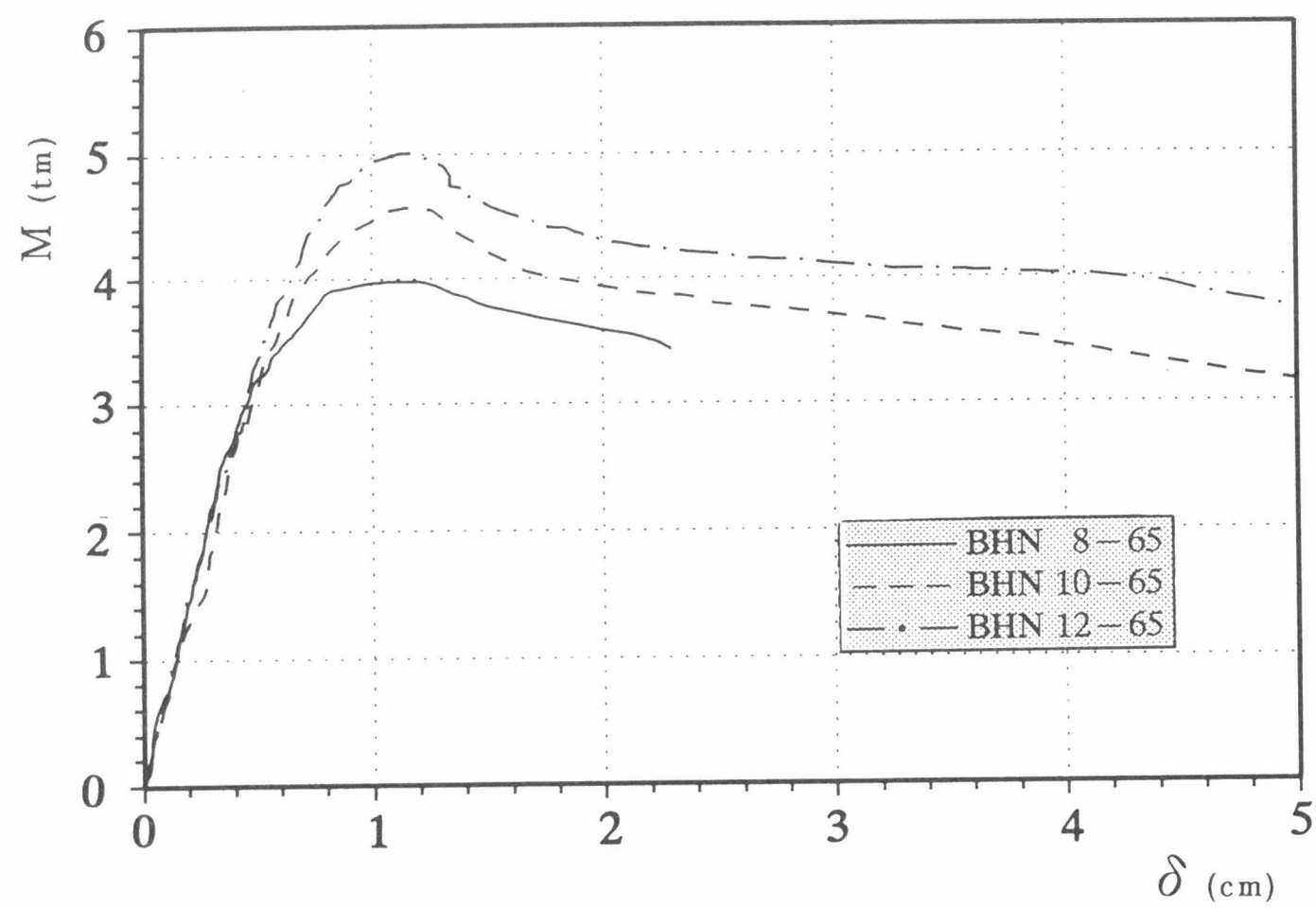


図 -3.15.3 $M - \delta$ 関係 (BHN : $d / t_w = 65$)

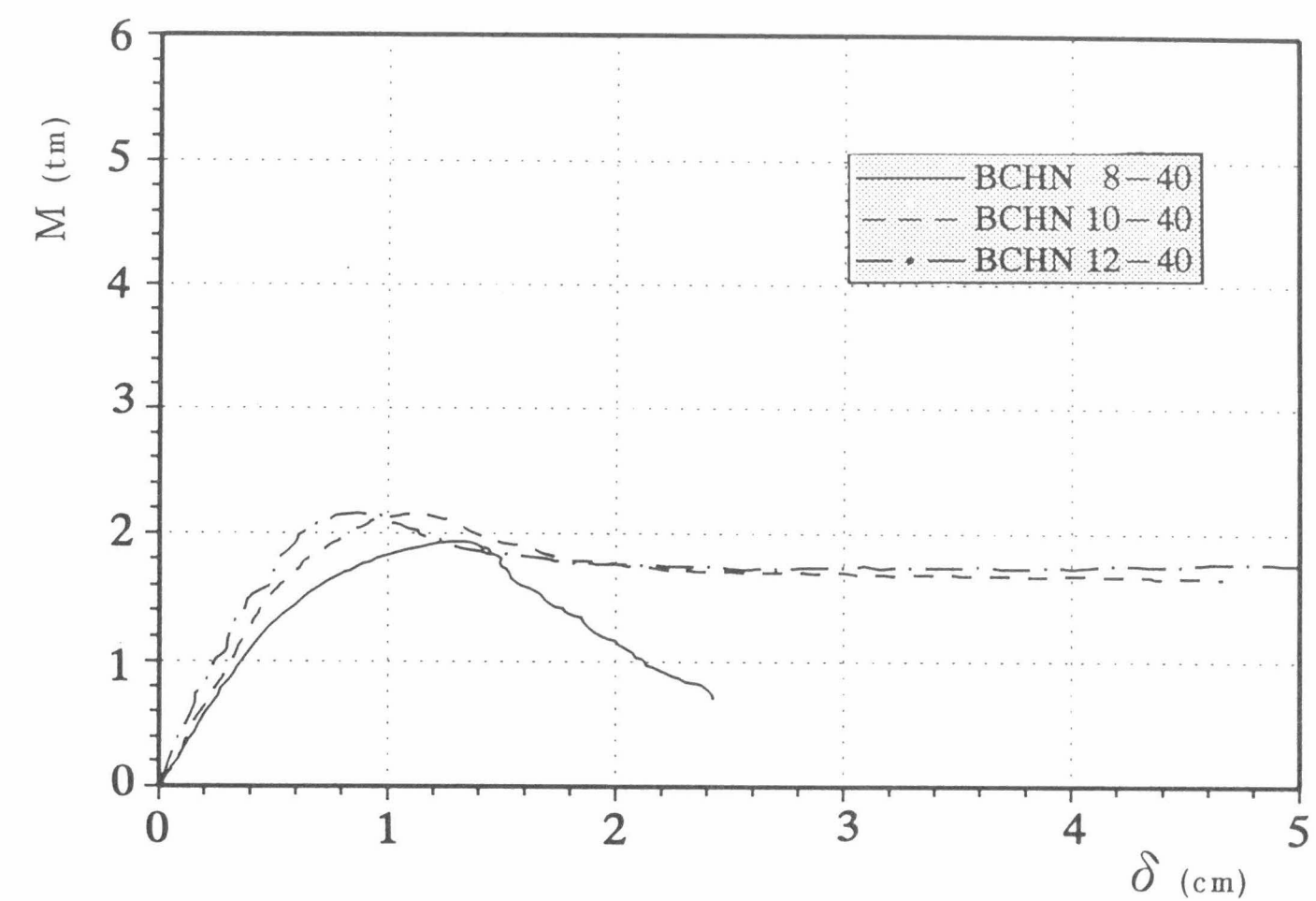


図 -3.16.1 $M - \delta$ 関係 (BCHN : $d / t_w = 40$)

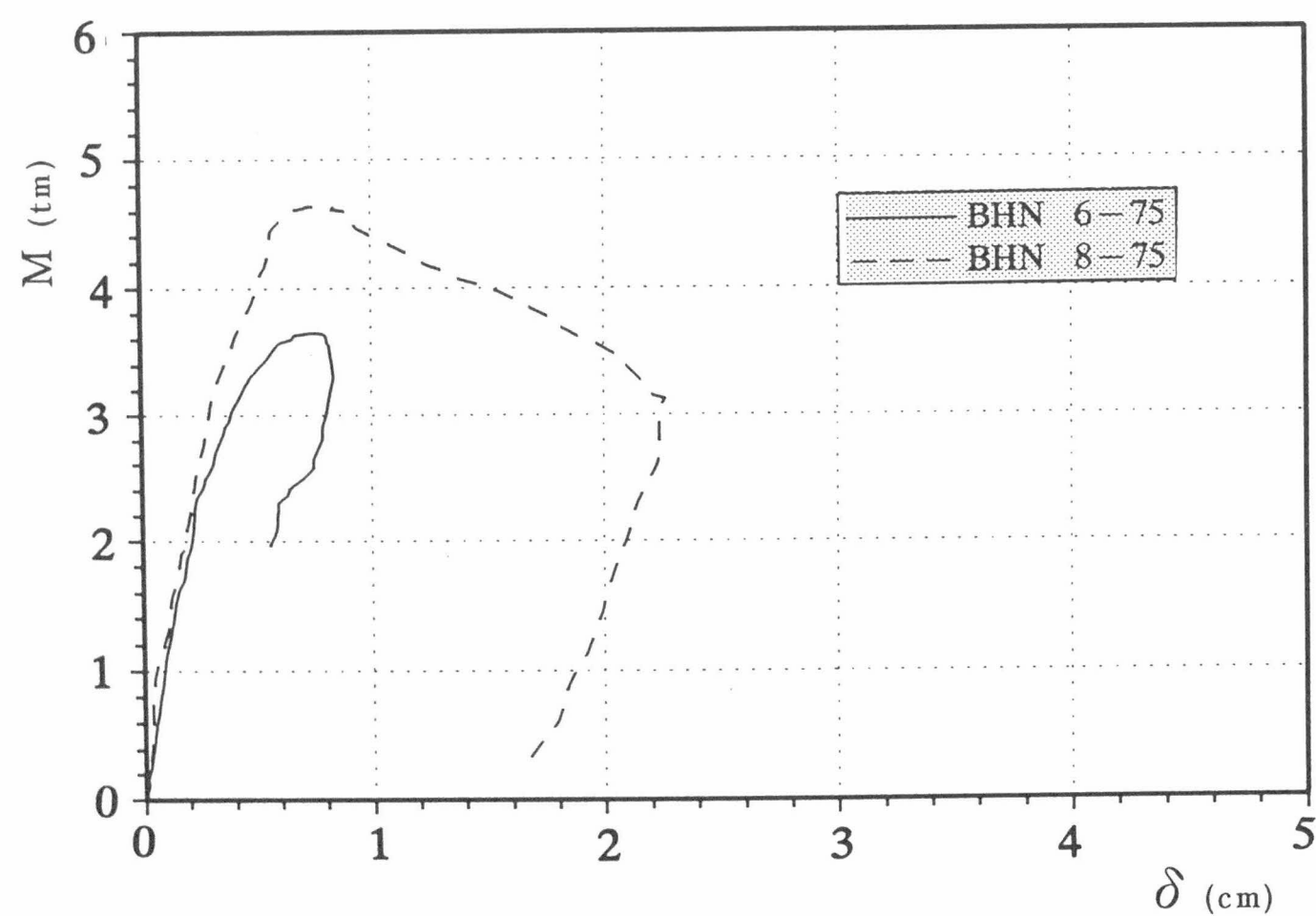


図 -3.15.4 $M - \delta$ 関係 (BHN : $d / t_w = 75$)

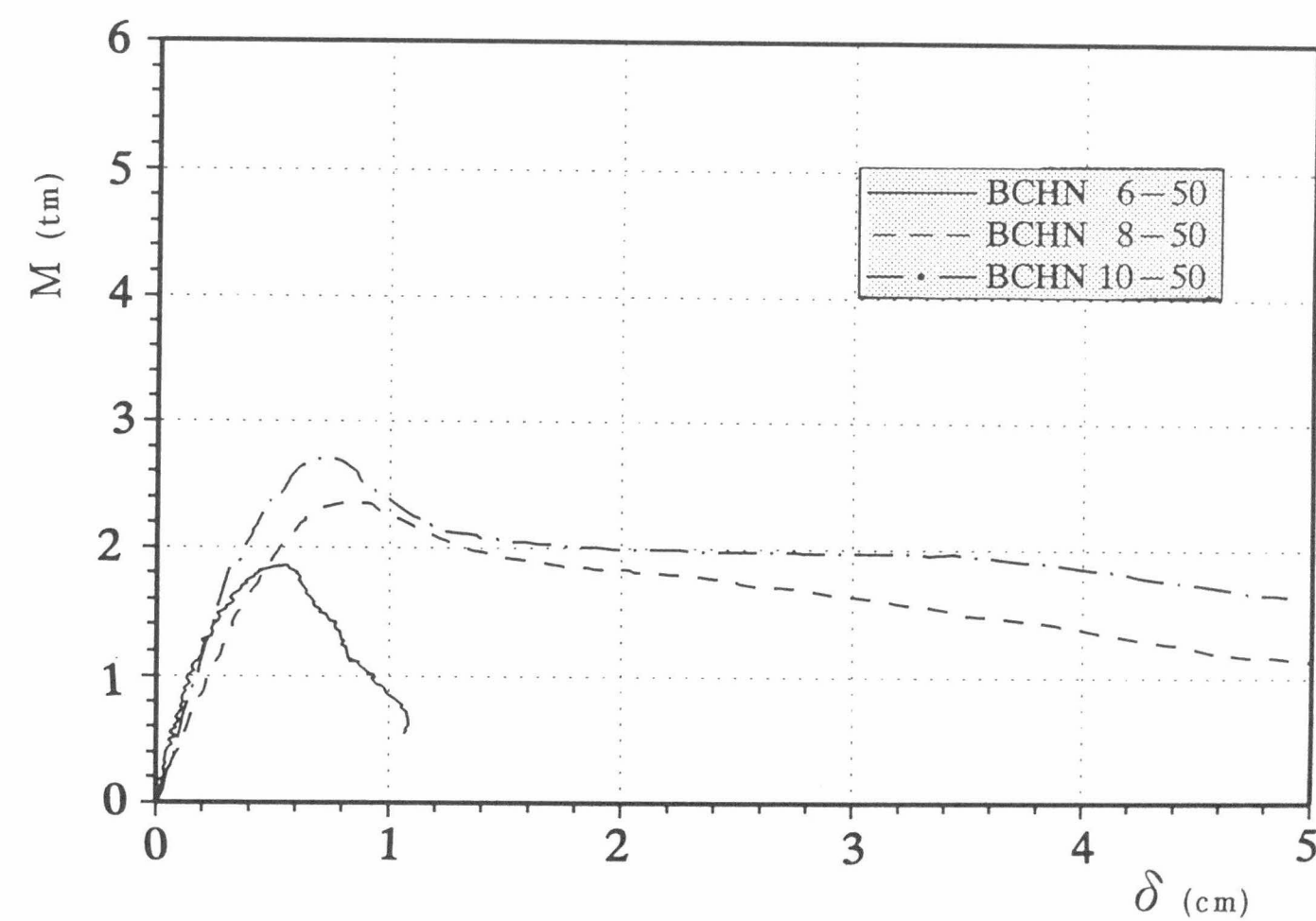


図 -3.16.2 $M - \delta$ 関係 (BCHN : $d / t_w = 50$)

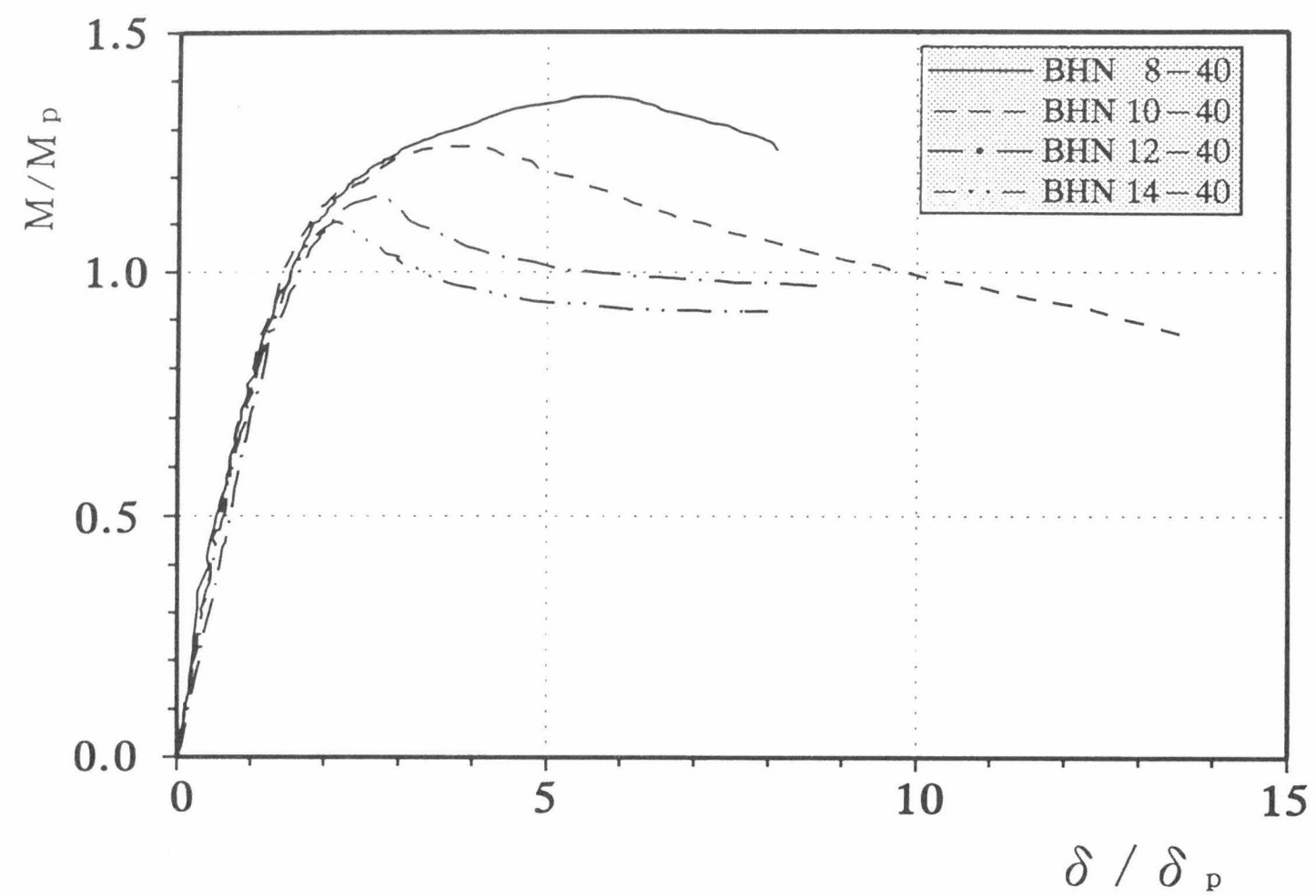


図-3.17.1 $M/M_p - \delta/\delta_p$ 関係 (BHN : $d/t_w = 40$)

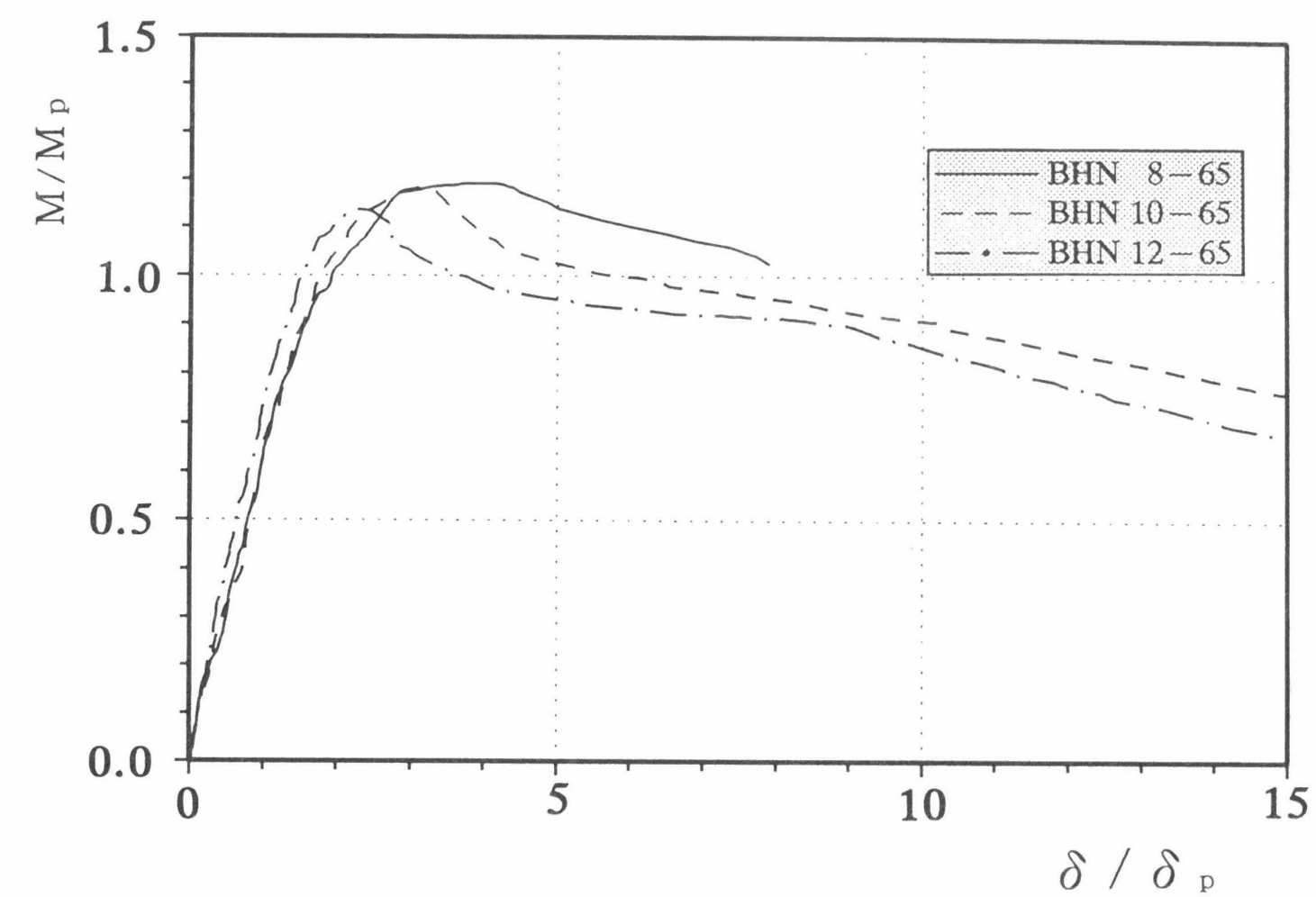


図-3.17.3 $M/M_p - \delta/\delta_p$ 関係 (BHN : $d/t_w = 65$)

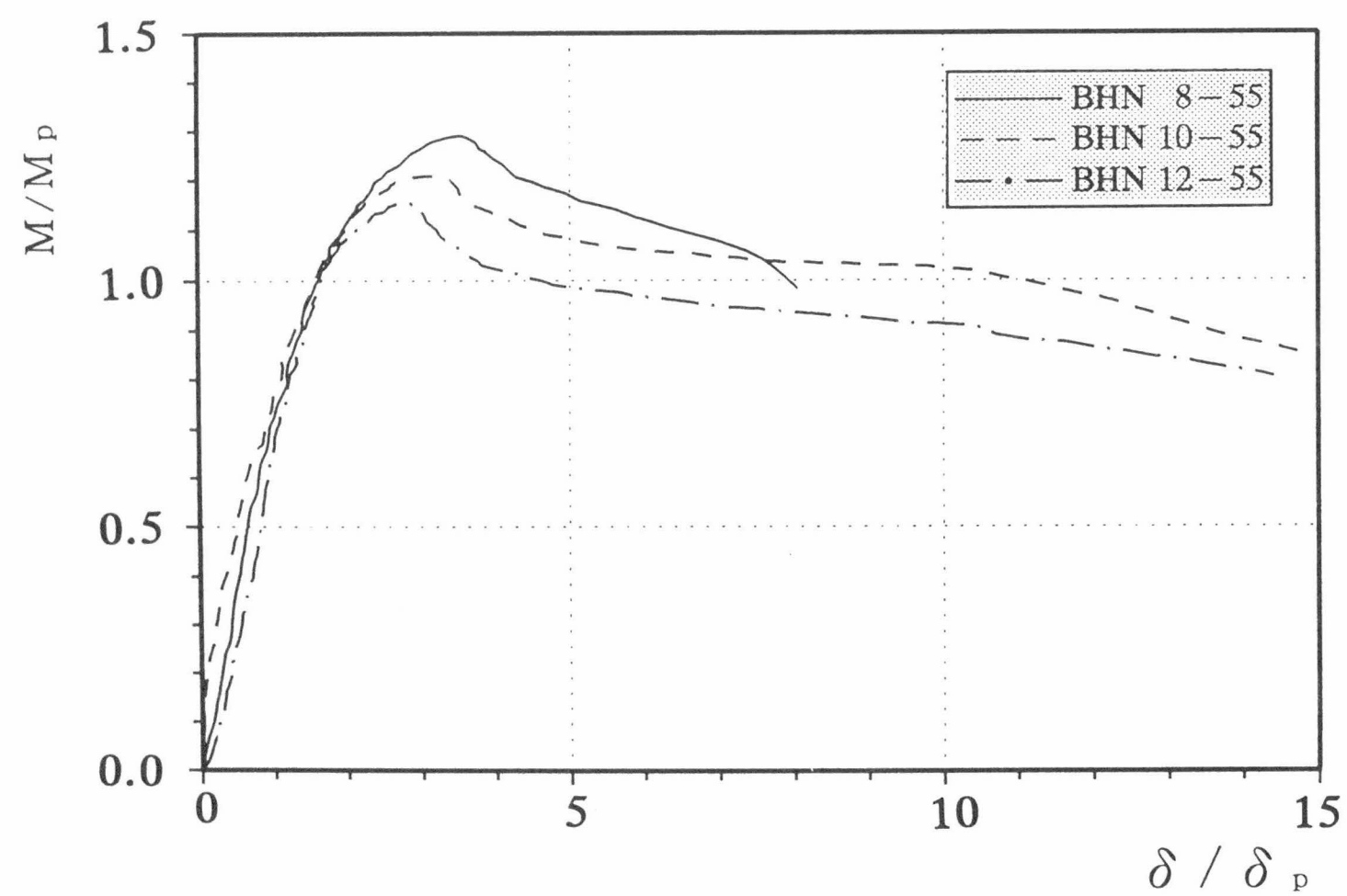


図-3.17.2 $M/M_p - \delta/\delta_p$ 関係 (BHN : $d/t_w = 55$)

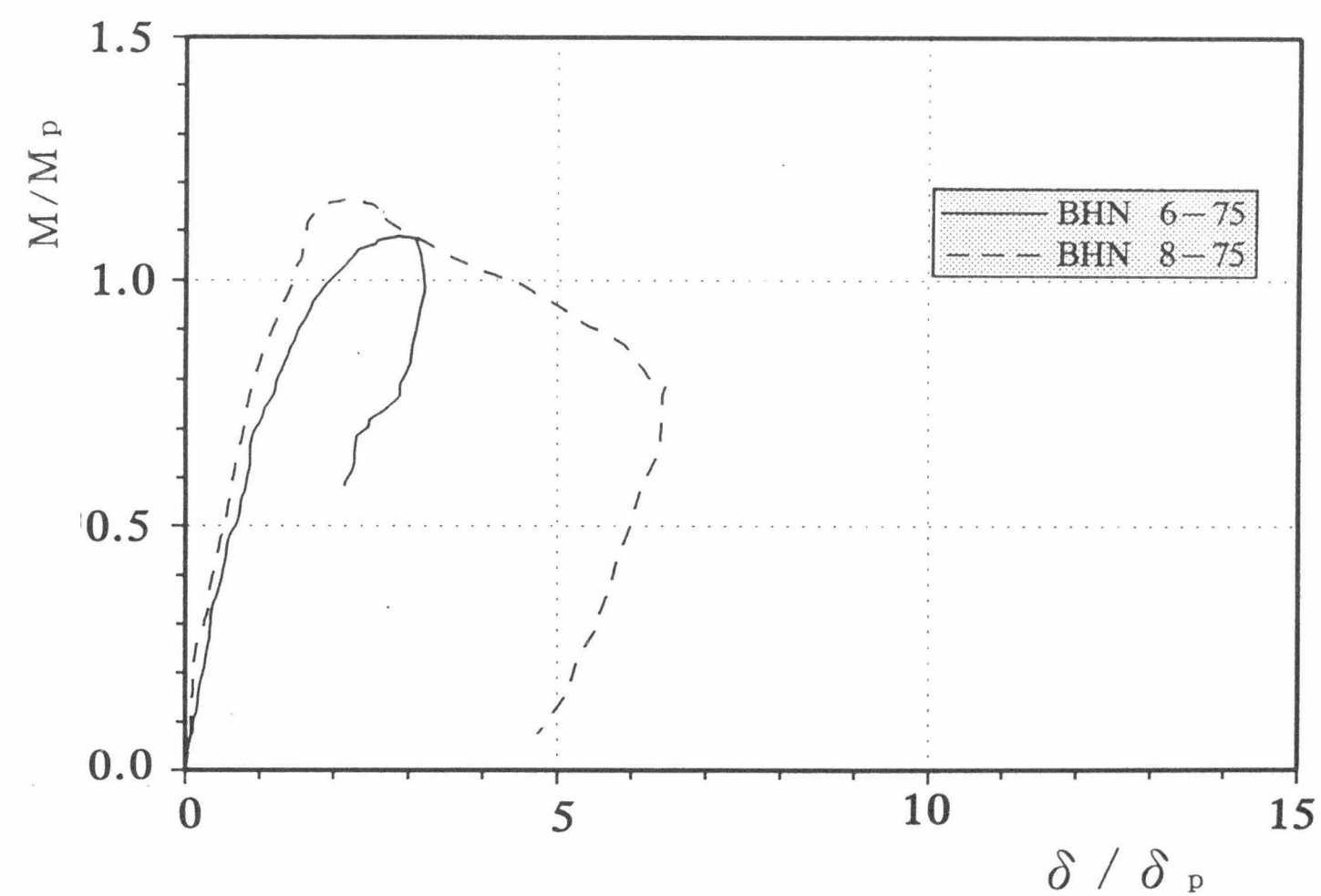


図-3.17.4 $M/M_p - \delta/\delta_p$ 関係 (BHN : $d/t_w = 75$)

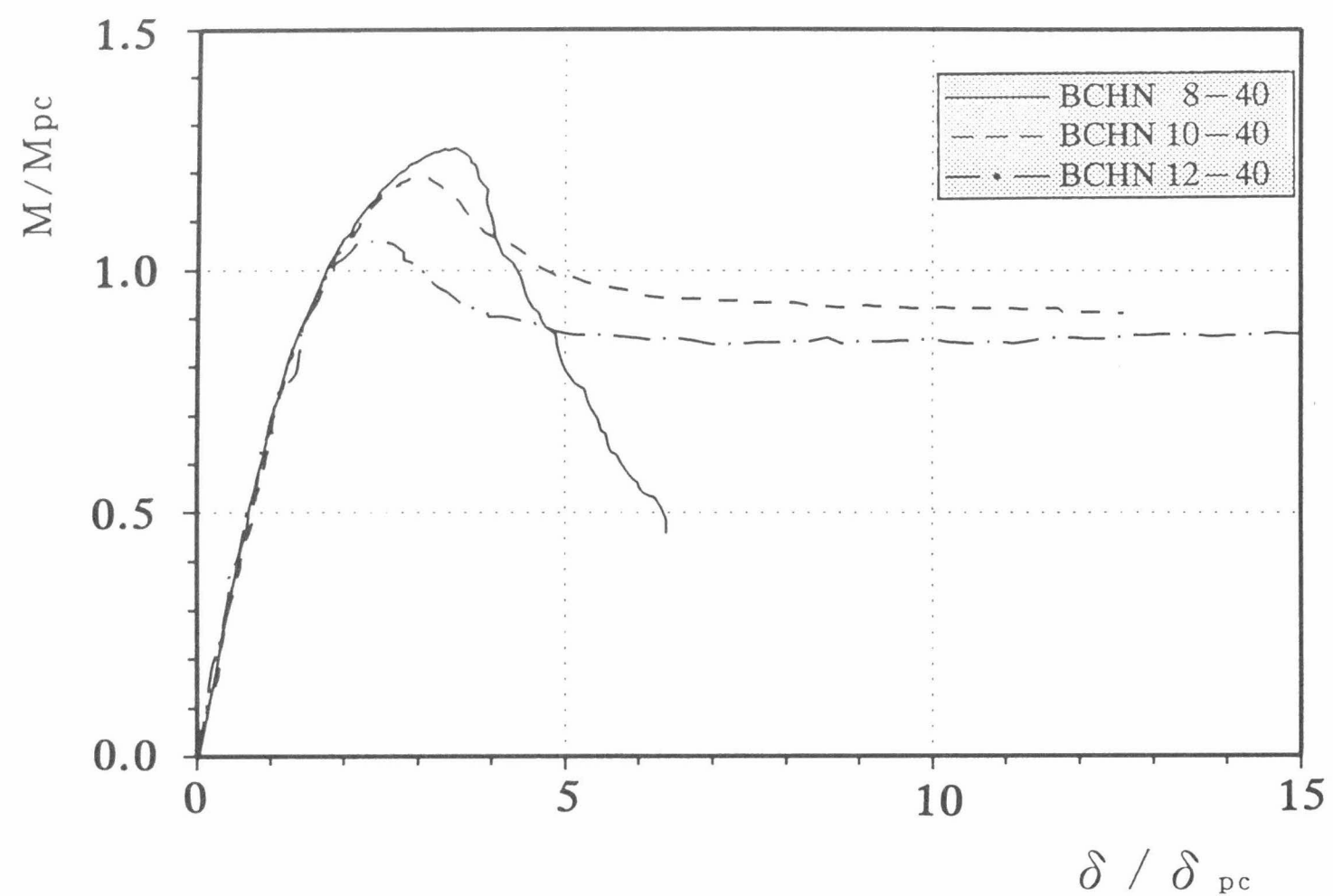


図 -3.18.1 $M/M_{pc} - \delta/\delta_{pc}$ 関係 (BCHN : $d/t_w = 40$)

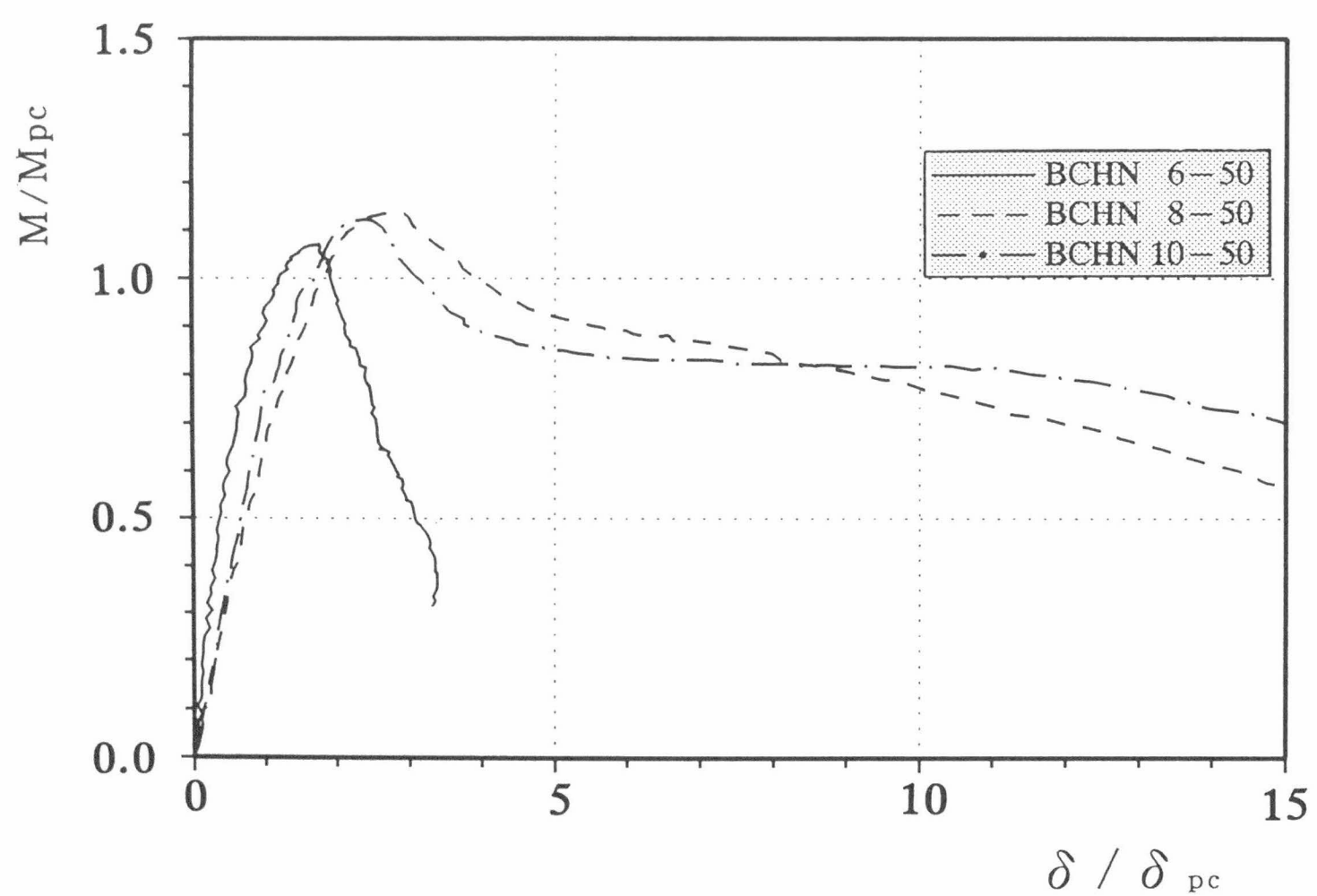


図 -3.18.2 $M/M_{pc} - \delta/\delta_{pc}$ 関係 (BCHN : $d/t_w = 50$)

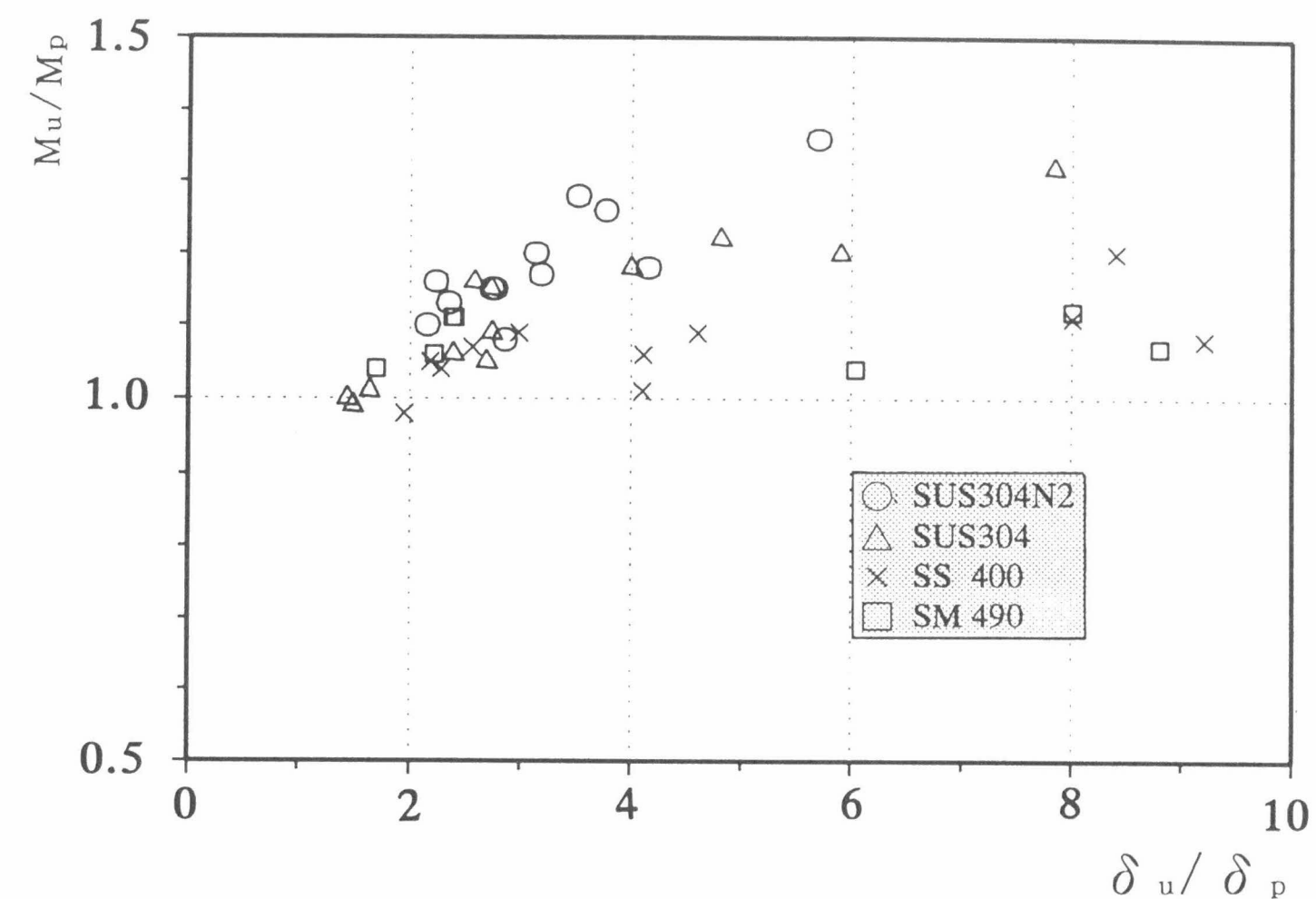


図 -3.19.1 $M_u/M_p - \delta_u/\delta_p$ 関係比較 ($\rho = 0$)

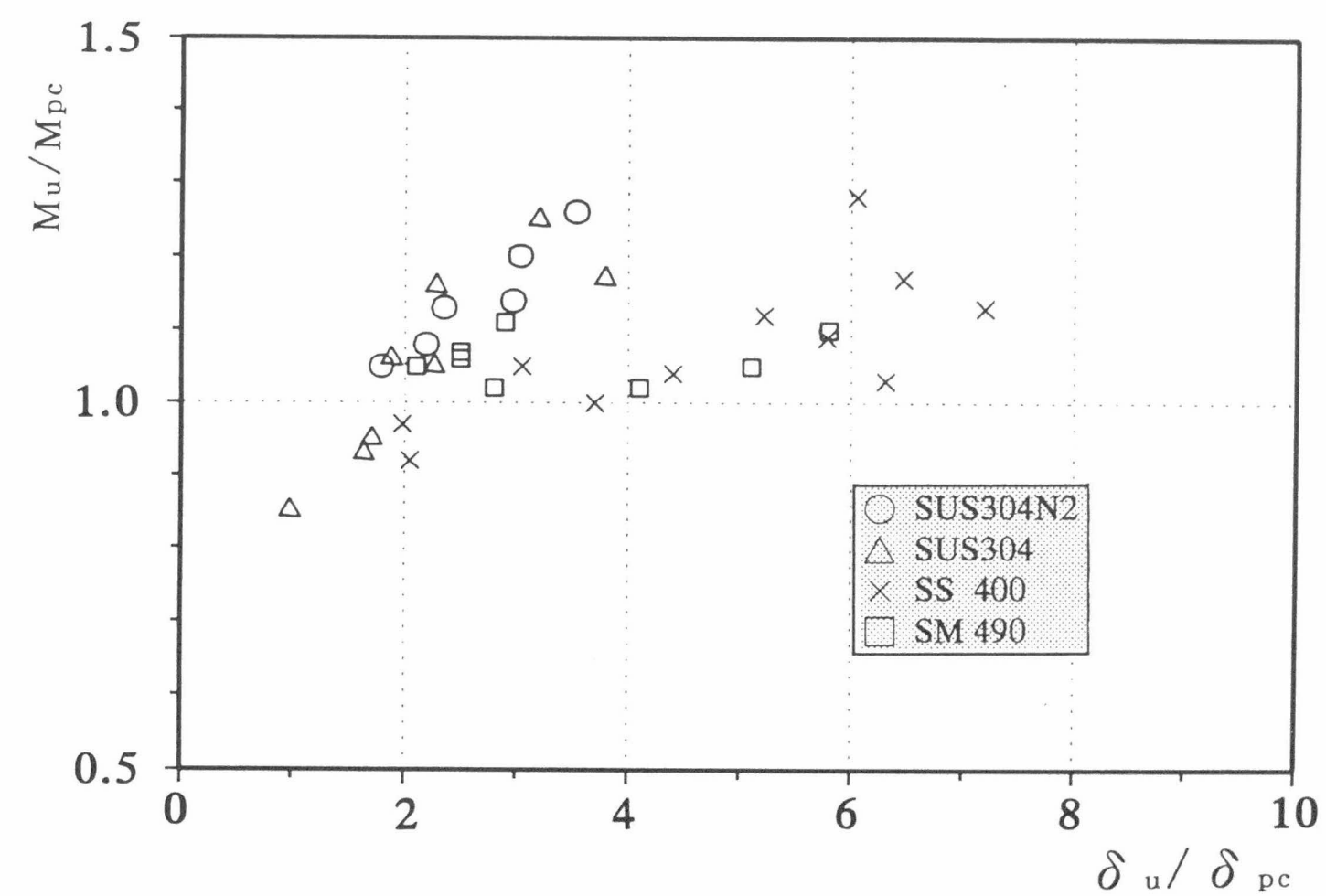


図 -3.19.2 $M_u/M_{pc} - \delta_u/\delta_{pc}$ 関係比較 ($\rho = 0.3$)

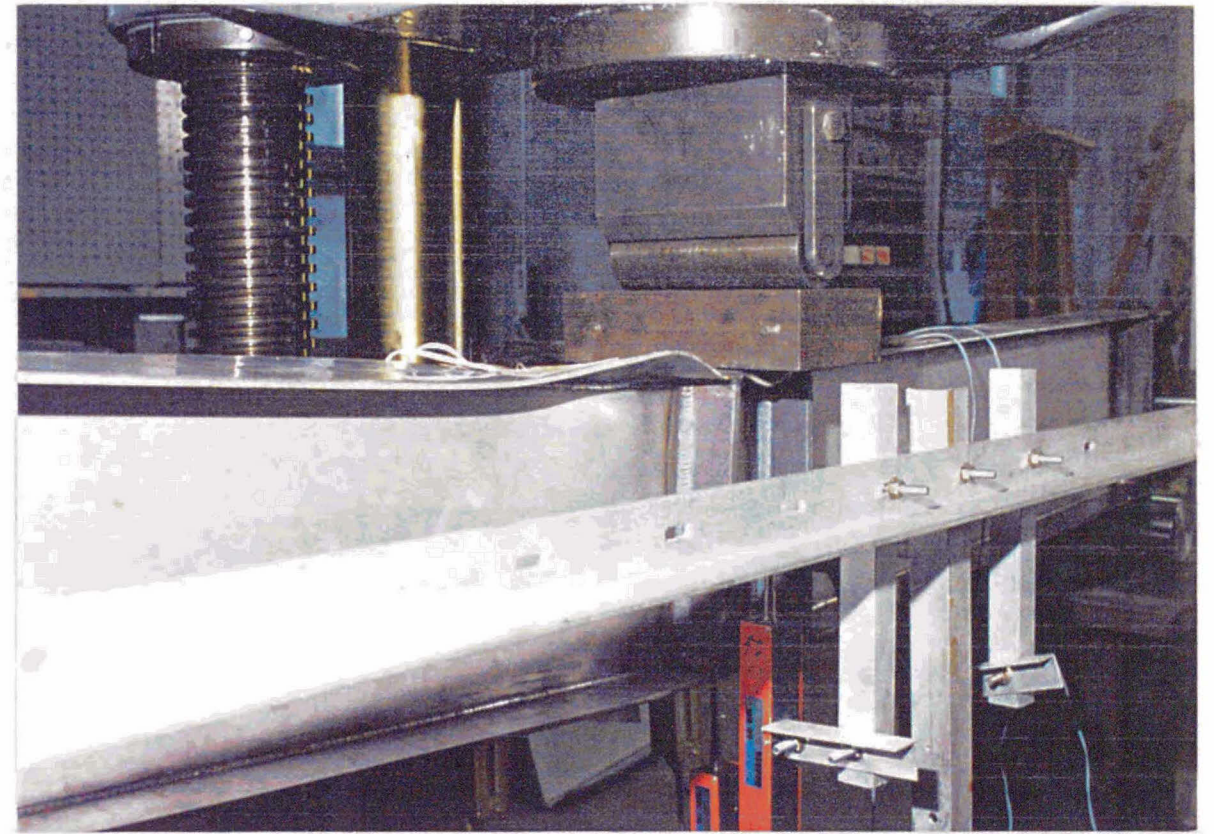


写真 3.2.1 実験状況 (beam)

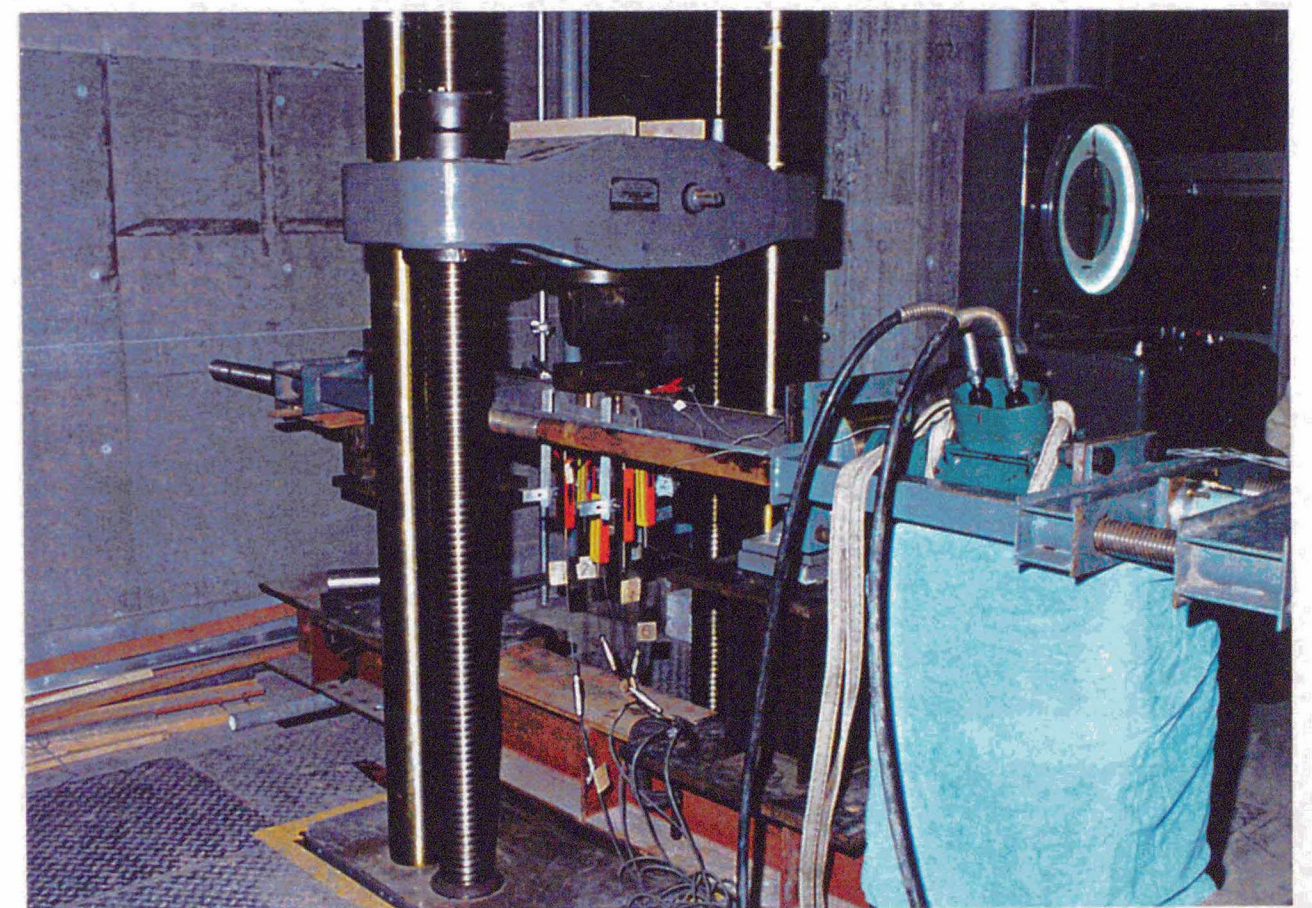


写真 3.2.2 実験状況 (beam-column)

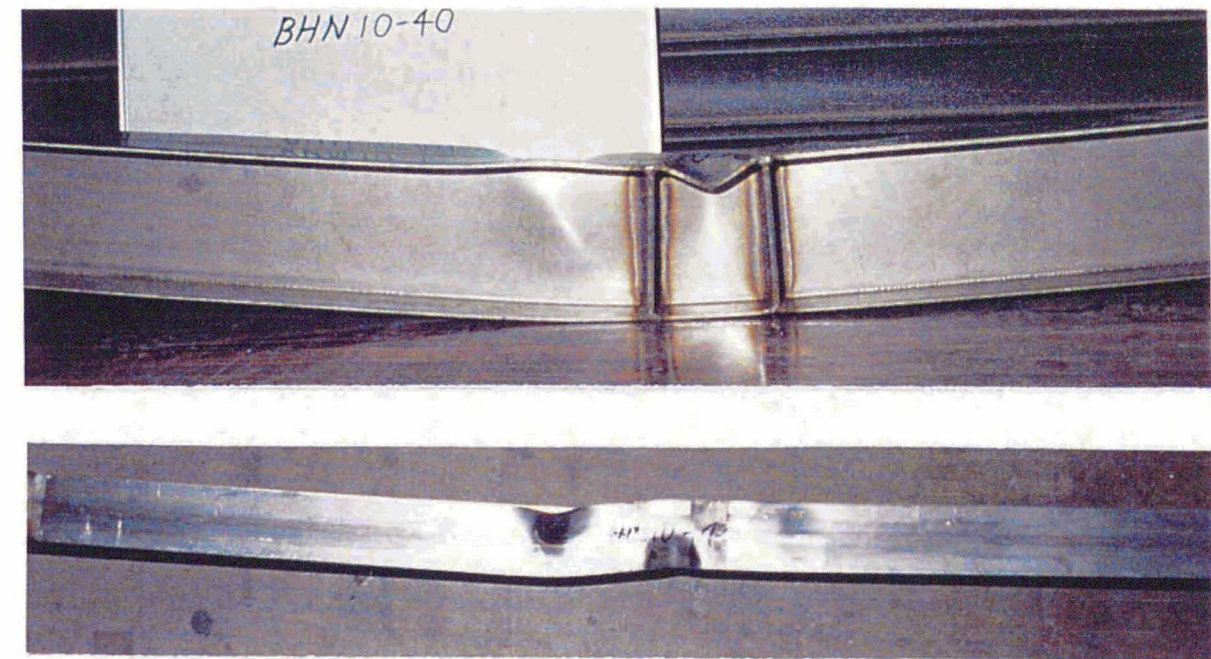


写真 3.3.1 破壊状況 (BHN10-40)



写真 3.3.2 破壊状況 (BCHN8-40)

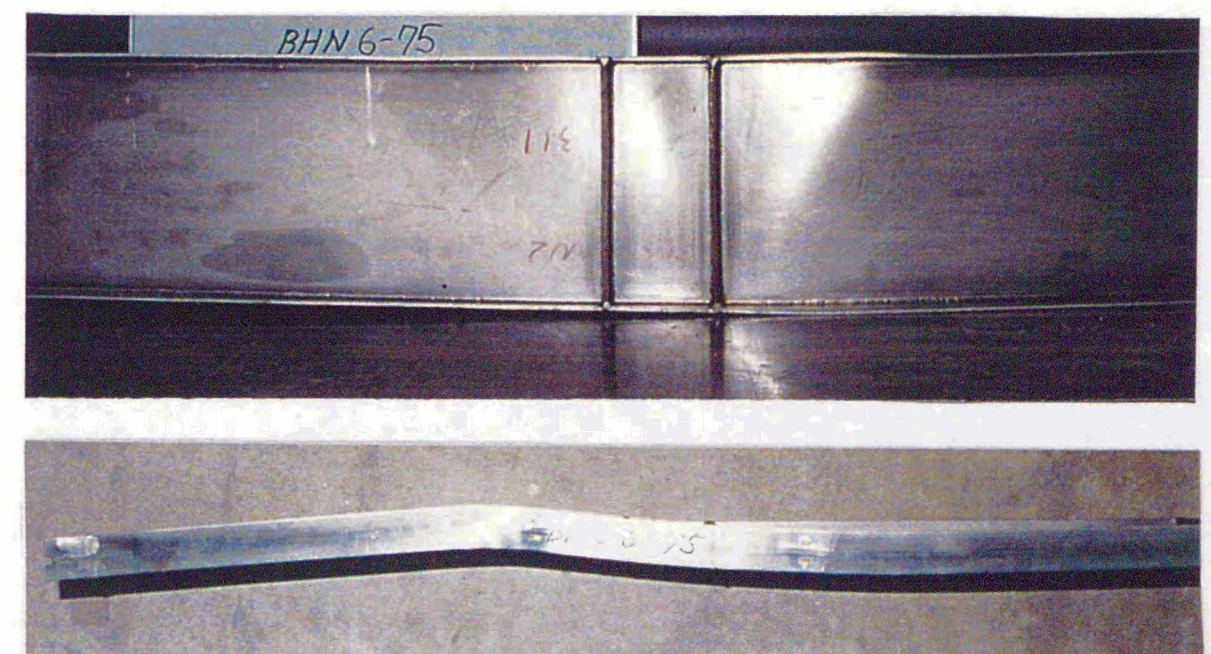


写真 3.3.3 破壊状況 (BHN6-75)

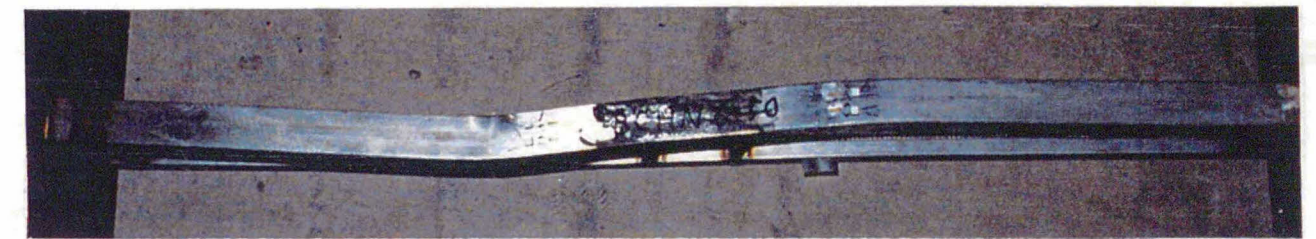


写真 3.3.4 破壊状況 (BCHN 6-50)

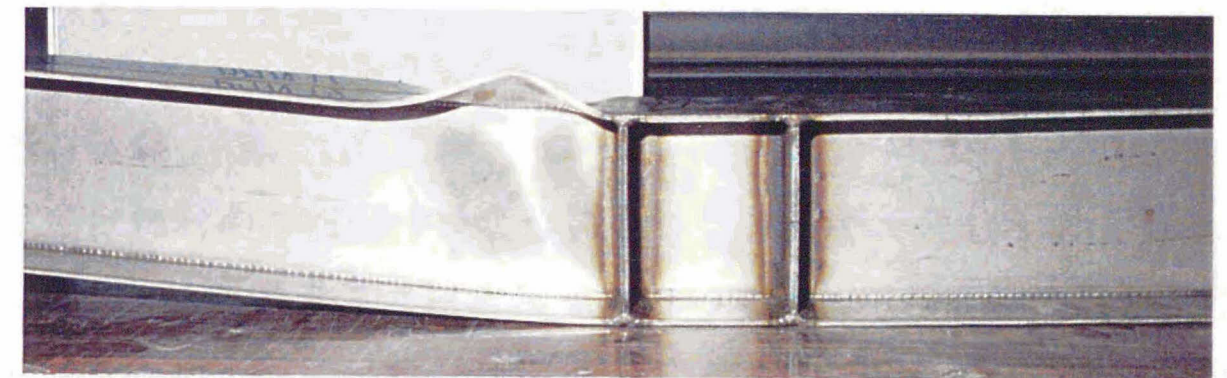


写真 3.3.5 破壊状況 (BHN12-40)

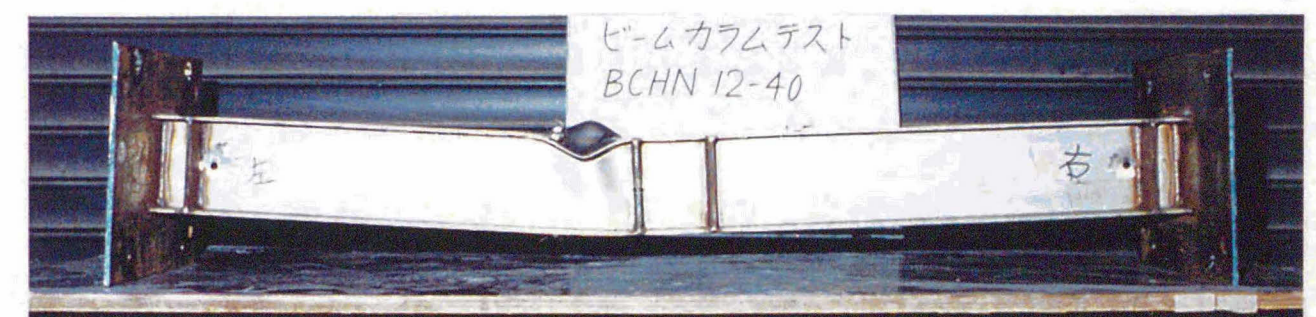


写真 3.3.6 破壊状況 (BCHN12-40)

3. 3 正方形中空断面部材

3. 3. 1 短柱圧縮試験による C_1 , C_2 の決定

正方形中空断面部材は軸方向力と曲げモーメントが同時に作用する場合を想定してその最大耐力と変形能力を実験によって確認する。部材はステンレス鋼では S U S 3 0 4 製部材と S U S 3 0 4 N 2 製部材の 2 種類を扱う。更に比較用として炭素鋼 S T K R 4 0 0 製の部材についても扱う。S U S 3 0 4 製部材は、円形鋼管を常温でサイジングにより角形に成形した冷間ロール成形角形鋼管である。S U S 3 0 4 N 2 製部材は鋼板を 1 対の溝形断面にプレス加工し 2 列の溶接組立によって成形した冷間プレス成形角形鋼管である。実験では、H 形断面部材と同様に、まず短柱圧縮実験を行い板要素の幅厚比をパラメータとして、応力上昇率との関係式 (2.13) 式を実験的に求める。

1) 素材試験

素材試験は部材の平板部中央より採取した試験片 (J I S Z 2 2 0 1 5 号試験片) で行った。S U S 3 0 4 は幅厚比に応じてそれぞれ 3 片の計 2 7 片行った。S U S 3 0 4 N 2 については幅厚比によって製法上の影響がないので全試験体共通として 3 片行った。S T K R 4 0 0 は幅厚比毎に 3 片の計 3 0 片行った。

S U S 3 0 4 と S U S 3 0 4 N 2 の試験結果を表-3.5 に、S T K R 4 0 0 の結果を表-3.6 に示す。表中の降伏点 σ_y は 0.1% offset 値とした。また、 ε_y は σ_y に対応した歪を表す。引張試験によって得られた応力-歪関係を図-3.20.1 (S U S 3 0 4)、図-3.20.2 (S U S 3 0 4 N 2)、図-3.20.3 (S T K R 4 0 0) に示す。試験体名は材質 (S U S 3 0 4 は S、S U S 3 0 4 N 2 は S N、S T K R 4 0 0 は S R) で表す。

S U S 3 0 4 では、幅厚比の違いによる影響が降伏点や引張強度に若干表れている。つまり円形を角形にサイジング成形する過程で、塑性歪が大きくなっていたものと考えられる。また降伏比 (σ_y / σ_{\max}) も同様な傾向を示している。S U S 3 0 4 の設計基準強度 F 値は 2.4 tf/cm^2 となっているが、冷間成形の影響で σ_y は $3.1 \sim 3.8 \text{ tf/cm}^2$ の範囲となっている。一方、S U S 3 0 4 N 2 では固溶化熱処理を施したにも関わらず σ_y が 4.16 tf/cm^2 となっており、F 値の 3.3 tf/cm^2 を大きく上回っている。降伏比は両者ともほぼ 0.5 と同程度の値を示している。

表 -3.5 素材試験結果 (SUS304・SUS304N2)

材質	試験片	板厚 (mm)	σ_y tf/cm ²	ϵ_y (%)	σ_{max} tf/cm ²	降伏比	伸び (%)
SUS304	S-20	3.0	3.82	0.32	7.33	0.52	55.3
	S-25	3.1	3.83	0.32	7.35	0.52	55.2
	S-27	3.0	3.51	0.32	7.09	0.49	53.1
	S-30	3.1	3.53	0.31	7.11	0.49	60.4
	S-33	3.1	3.40	0.31	7.09	0.48	57.9
	S-42	3.0	3.30	0.30	7.06	0.47	57.3
	S-50	3.0	3.20	0.29	6.74	0.47	57.7
	S-59	3.1	3.06	0.28	6.74	0.46	61.6
	S-67	3.1	3.23	0.29	7.29	0.44	59.5
	平均	3.1	3.43	0.30	7.09	0.48	57.6
SUS304N2	SN	3.1	3.91	0.29	7.95	0.49	50.8

σ_y : 0.1% offset値(tf/cm²) E=1970 (tf/cm²)

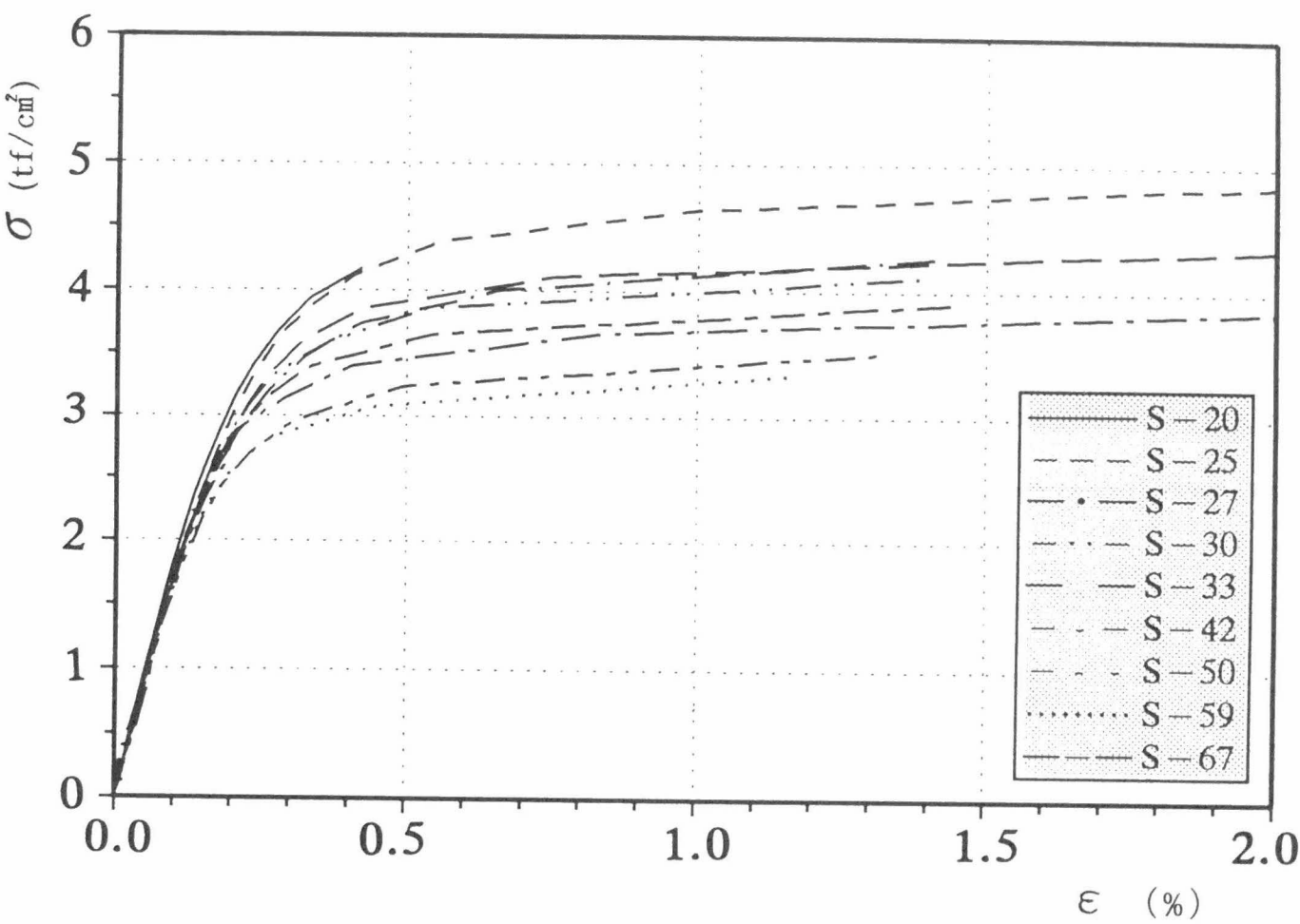


図 -3.20.1 応力－歪関係 (S U S 3 0 4)

表 -3.6 素材試験結果 (S T K R 4 0 0)

材質	試験片	板厚 (mm)	σ_y tf/cm ²	ϵ_y (%)	σ_{max} tf/cm ²	E tf/cm ²	降伏比	伸び (%)
STKR400	SR-17	5.8	3.59	0.28	4.09	1905	0.88	35.2
	SR-21	5.9	3.39	0.27	3.94	1975	0.86	48.0
	SR-22	4.3	4.15	0.30	4.70	2200	0.88	26.0
	SR-25	4.5	4.02	0.29	4.59	2117	0.87	30.1
	SR-28	3.1	3.32	0.27	4.40	1860	0.75	39.0
	SR-30	4.8	3.46	0.29	4.50	1992	0.77	45.3
	SR-31	3.1	3.34	0.27	4.32	1945	0.77	42.7
	SR-35	4.9	3.33	0.27	4.41	2000	0.75	44.3
	SR-39	2.2	3.45	0.27	4.19	2110	0.82	36.5
	SR-43	2.2	3.54	0.27	4.20	2080	0.84	41.0
	平均		3.56	0.28	4.33	2018	0.82	38.8

σ_y : 0.1% offset値(tf/cm²)

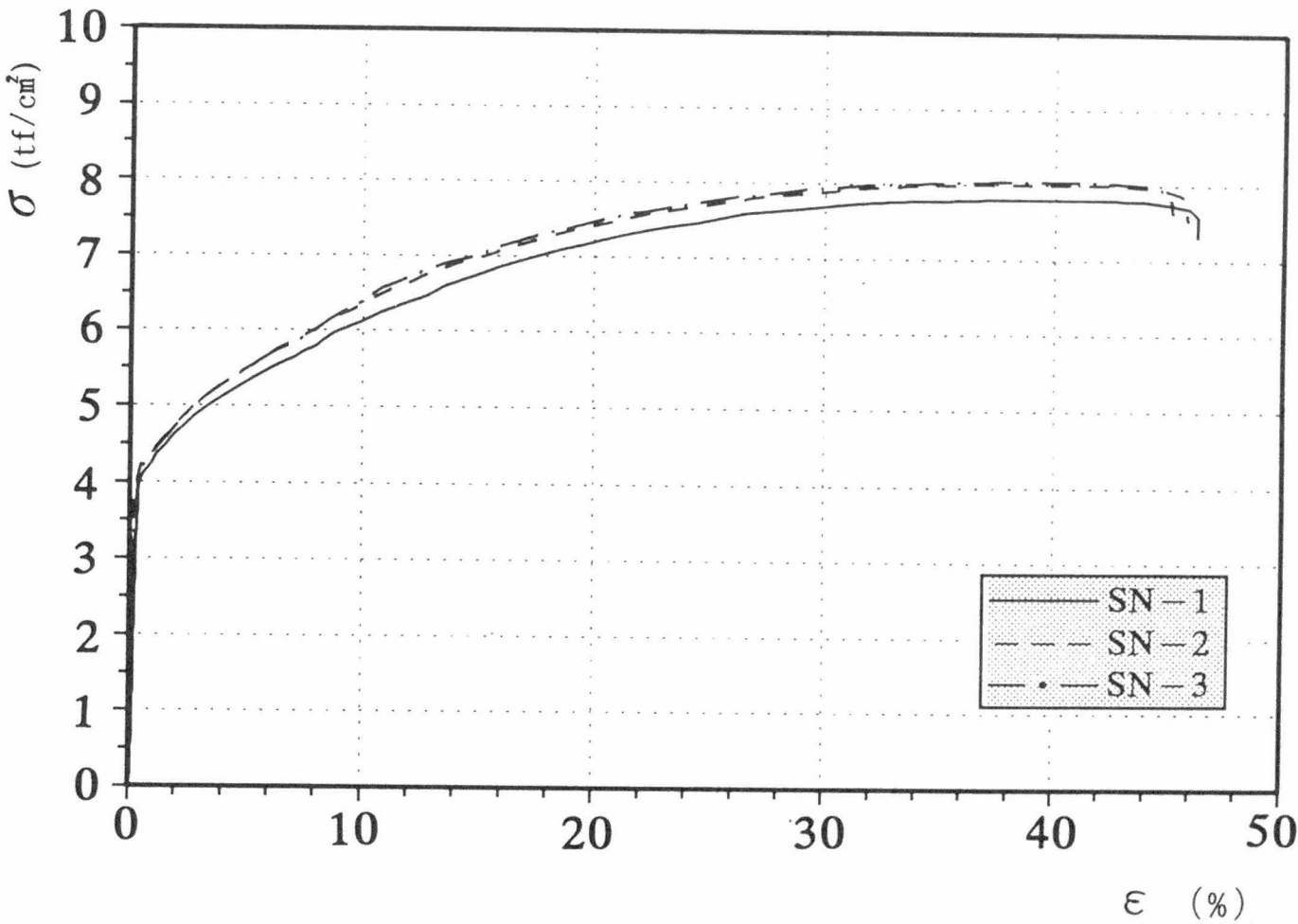


図 -3.20.2 応力－歪関係 (S U S 3 0 4 N 2)

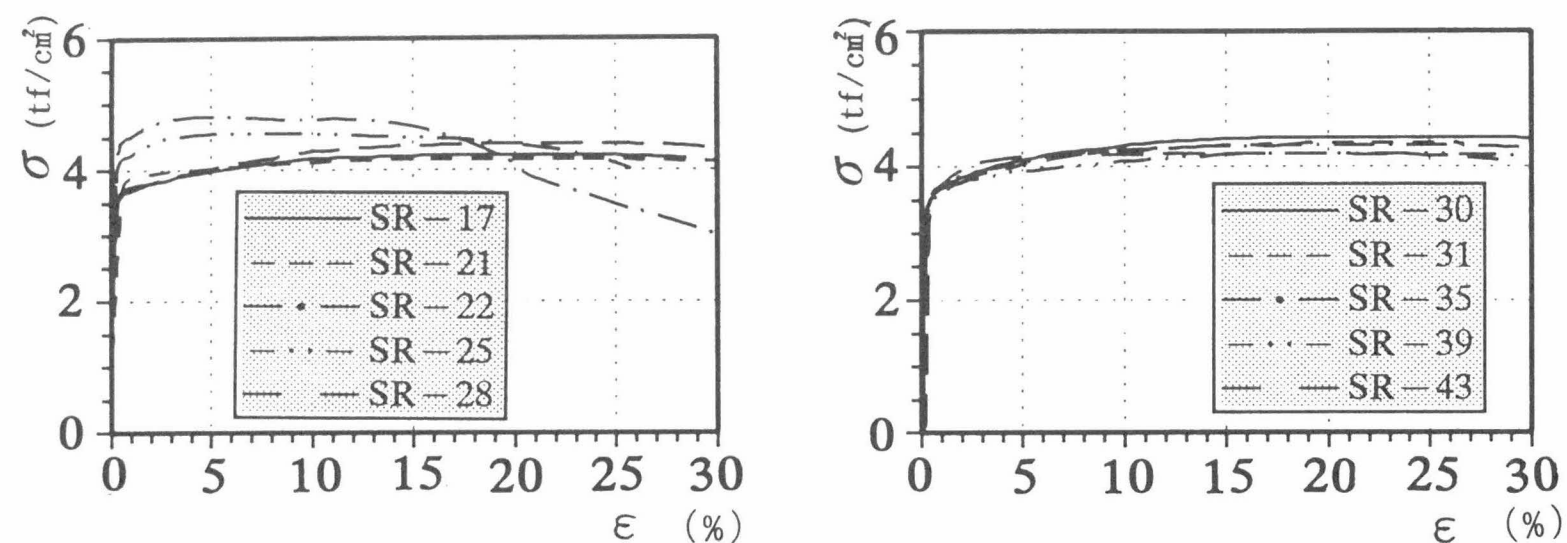


図-3.20.3 応力-歪関係 (STKR400)

2) 試験体

試験体の形状を図-3.21に示す。

種類は幅厚比をパラメータとして、

SUS304	: $B/t = 20, 25, 27, 30, 33, 42, 50, 59$
SUS304N2	: $B/t = 20, 25, 30, 35, 40, 45, 50, 55$
STKR400	: $B/t = 17, 21, 22, 25, 28, 30, 31, 35, 39, 43$

である。試験体長さ L はいずれも幅 B の3倍とした。

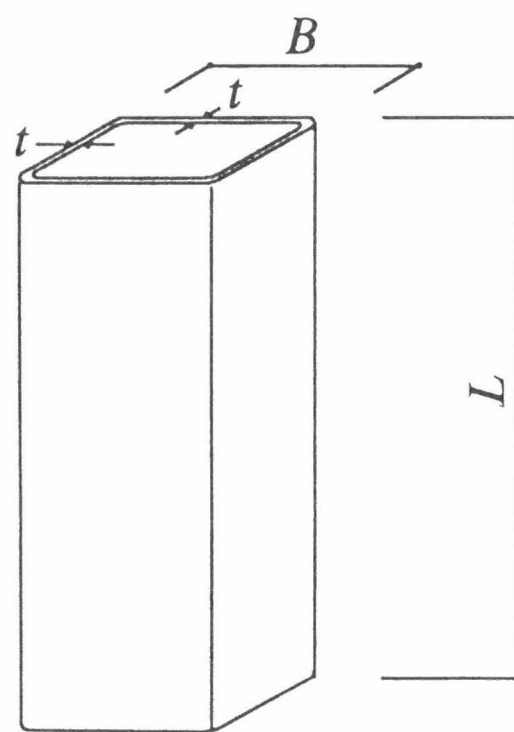


図-3.21 試験体の形状

3) 試験方法

試験装置と測定方法を図-3.22に示す。加力には100tアムスラー型試験機を用い、試験体の平板部に貼った歪ゲージにより、圧縮歪が均一になるように加圧板を調整し固定した状態で載荷した。

平均応力度 $\sigma = P/A$ (P : 荷重、 A : 断面積) と、局部座屈による部材の縮み量を部材長で除した平均歪量 $\varepsilon = \Delta L/L$ を測定した。 ΔL は周辺4ヶ所にセットした変位計により測定した平均値である。

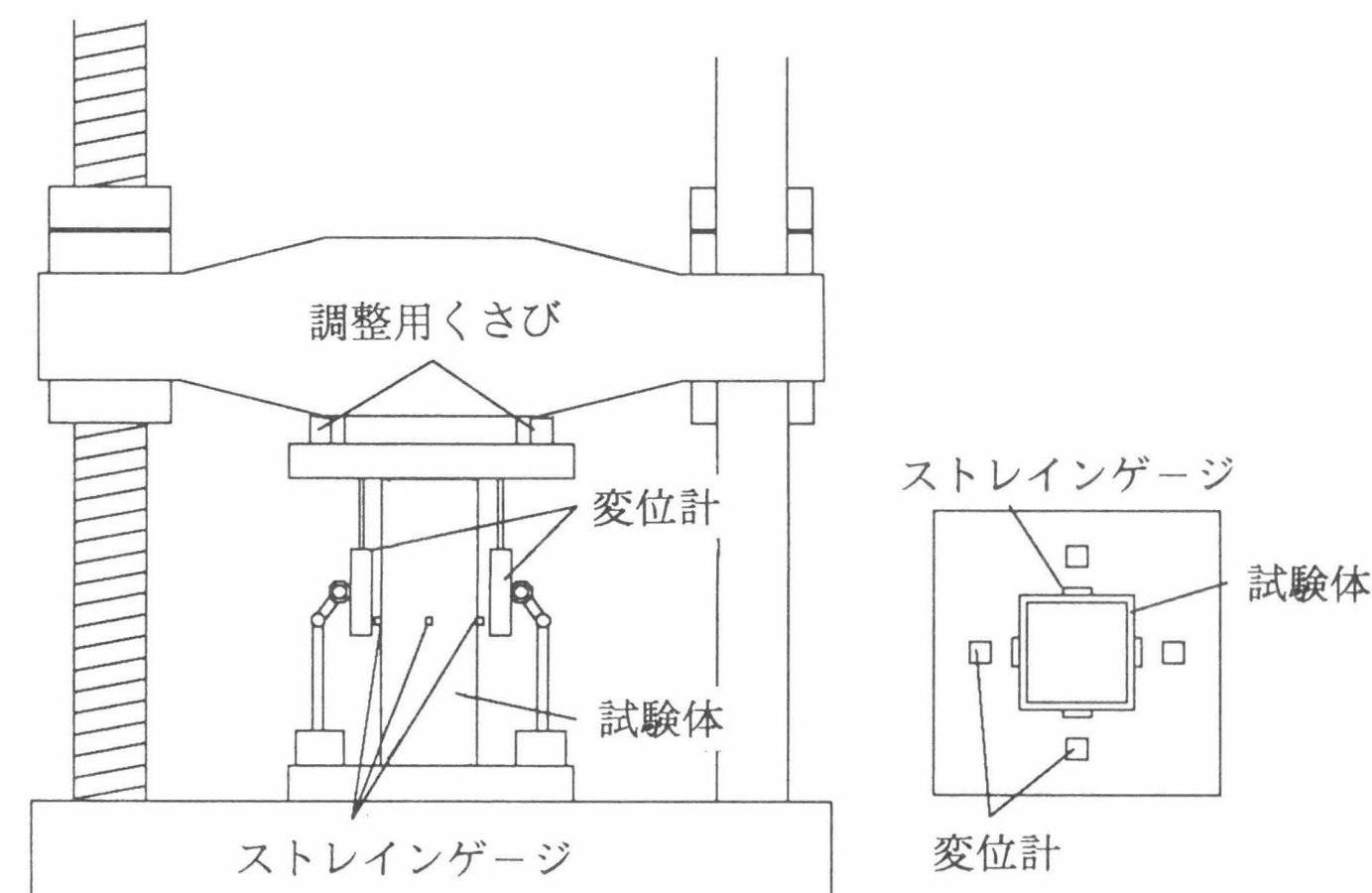


図-3.22 加力装置及び測定方法

4) 試験結果

試験体及び試験結果を表-3.7 (SUS304)、表-3.8 (SUS304N2) 及び表-3.9 (STKR400) に示す。短柱圧縮試験により得られた最大応力度 σ_u と降伏応力度 σ_y との関係を応力上昇率 $S = \sigma_u/\sigma_y$ として表す。また、座屈パラメータの逆数 $1/\alpha$ (2.2 参照) の値も示す。

試験より得られた短柱の応力-歪関係を図-3.23.1～図-3.23.9 (SUS304)、図-3.24.1～図-3.24.8 (SUS304N2) 及び図-3.25.1～図-3.25.2 (STKR4

00)に示す。

スタブカラムテストの降伏点 $s\sigma_y$ とそれに対応した $s\epsilon_y$ によって無次元化した $\sigma/s\sigma_y - \epsilon/s\epsilon_y$ 関係を比較して図-3.26.1 (SUS304)と、図-3.26.2 (SUS304N2)に示す。またSTKR400については図-3.26.3、図-3.26.4に示す。

これらから、当然のことながら、幅厚比が大きくなるほど耐力および変形能力が低下していることが確認できる。SUS304では幅厚比が50以上で最大応力度が降伏応力度を下回っているが、SUS304N2では35以上で下回っている。また、最大耐力以降の耐力低下は大きく、5%の圧縮歪時点では約45%と耐力が半減している。

破壊モードは、STKR400の $B/t=17$ 以外は全て隣合う面で波面が交互に凹凸となる不伸張モードであった。その状況を写真. 3.4.1 (SUS304)、写真. 3.4.2 (SUS304N2)及び写真. 3.4.3 (STKR400)に示す。

応力上昇率の逆数 $1/S$ と座屈パラメータの逆数 $1/\alpha$ との関係をプロットすると図-3.27.1 (SUS304)、図-3.27.2 (SUS304N2)、図-3.27.3 (STKR400)になりこれらはほぼ直線関係になる。これを直線回帰すると次式を得る。

SUS304:

$$\frac{1}{S} = 0.6650 + 0.1345 \frac{1}{\alpha} \quad (3.8)$$

(標準偏差 $S=0.012308$)

SUS304N2:

$$\frac{1}{S} = 0.6694 + 0.1441 \frac{1}{\alpha} \quad (3.9)$$

(標準偏差 $S=0.007838$)

STKR400:

$$\frac{1}{S} = 0.8004 + 0.0636 \frac{1}{\alpha} \quad (3.10)$$

(標準偏差 $S=0.010607$)

これらの3式からそれぞれの $S-1/\alpha$ 関係を比較すると図-3.28となる。

また、回帰分析に用いた応力上昇率($S \geq 1$)とそれ以外の実験値($S \leq 1$)を区別して、実験値(S_e)—回帰値(S_r)関係を図-3.29.1~3に示す。更に、回帰式を応力上昇率と幅厚比 B/t との関係に表し、実験値をプロットすると図-3.30となる。

応力上昇率 S が1.0以上になる範囲は、座屈パラメータの逆数 $1/\alpha = \{(\sigma_y/E) \cdot (B/t)^2\}$ がステンレス鋼では約2.0、炭素鋼では約3.0となっている(図3.27.1~3参照)。しかし、1.5以下の範囲ではステンレス鋼の応力上昇率 S は炭素鋼のそれに比べて圧倒的に大きくなることがわかる(図-3.28)。 $1/\alpha$ に材料の実測値を代入して、 S と幅厚比(B/t)との関係(図-3.30)でみると B/t が30付近を堺にそれ以下でステンレス鋼が炭素鋼を上回っている。

このことから、スタブカラムテストにおいて局部座屈応力と素材の降伏応力が同値となる幅厚比はステンレス鋼より炭素鋼が大きくなることがわかる。しかし、本研究の目的である局部座屈発生以降の応力上昇率と変形能力に関してはステンレス鋼が優れていることが確認できた。

表-3.7 試験体及び結果一覧 (SUS304)

試験体名	L (mm)	t (mm)	B (mm)	B/t	$s\sigma_y$ tf/cm	σ_u tf/cm ²	S	$\frac{1}{S}$	$\frac{1}{\alpha}$	破壊 モード
S-20	180	3.0	60.3	20.1	4.37	5.61	1.28	0.78	0.783	不伸張
S-25	225	3.0	75.0	25.0	4.44	5.57	1.25	0.80	1.215	"
S-27	240	3.0	80.1	26.7	4.25	4.93	1.16	0.85	1.272	"
S-30	270	3.0	90.0	30.0	4.25	4.77	1.12	0.89	1.629	"
S-33	300	3.0	100.0	33.3	(4.32)	4.25	(0.98)	(1.02)	1.919	"
S-42	375	3.0	125.2	41.7	(4.32)	3.41	(0.79)	(1.27)	2.940	"
S-50	450	3.0	150.0	50.0	(4.32)	2.61	(0.60)	(1.67)	4.070	"
S-59	525	3.0	174.6	58.2	(4.32)	2.12	(0.50)	(2.00)	5.350	"
S-67	600	3.0	200.1	66.7	(4.32)	2.06	(0.48)	(2.08)	7.386	"

表-3.8 試験体及び結果一覧 (S U S 3 0 4 N 2)

試験体名	L (mm)	t (mm)	B (mm)	B/t	σ_y tf/cm	σ_u tf/cm ²	S	$\frac{1}{S}$	$\frac{1}{\alpha}$	破壊 モード
SN-20	180	3.2	60.1	19.0	4.02	5.21	1.30	0.77	0.72	不伸張
SN-25	225	3.2	74.8	23.5	3.75	4.59	1.22	0.82	1.09	"
SN-30	270	3.2	89.6	28.0	3.77	4.13	1.10	0.91	1.55	"
SN-35	315	3.1	104.6	33.3	3.76	3.84	1.02	0.98	2.21	"
SN-40	360	3.1	119.7	38.5	(3.76)	3.47	(0.92)	(1.08)	2.94	"
SN-45	405	3.2	134.7	41.6	(3.76)	2.89	(0.77)	(1.30)	3.43	"
SN-50	450	3.2	149.6	46.8	(3.76)	2.74	(0.73)	(1.37)	4.34	"
SN-55	495	3.2	163.5	51.0	(3.76)	2.56	(0.68)	(1.47)	5.16	"

表-3.9 試験体及び結果一覧 (S T K R 4 0 0)

試験体名	L (mm)	t (mm)	B (mm)	B/t	σ_y tf/cm ²	σ_u tf/cm ²	S	$\frac{1}{S}$	$\frac{1}{\alpha}$	破壊 モード
SR-17	300	5.6	100.2	17.9	3.62	4.53	1.25	0.80	0.604	伸 張
SR-21	375	5.7	124.7	21.9	3.50	3.99	1.14	0.88	0.823	不伸張
SR-21	375	5.7	125.2	22.0	3.58	4.01	1.12	0.89	0.831	"
SR-22	300	4.3	100.1	23.3	4.34	4.92	1.13	0.88	1.024	"
SR-25	300	4.2	100.0	23.8	4.30	4.96	1.15	0.88	1.076	"
SR-25	300	4.2	100.0	23.8	4.40	5.04	1.14	0.88	1.076	"
SR-28	270	3.2	90.1	28.2	3.54	4.00	1.13	0.89	1.419	"
SR-30	450	4.8	150.7	31.4	3.10	3.71	1.20	0.83	1.713	"
SR-30	450	4.8	149.9	31.2	3.19	3.72	1.17	0.86	1.691	"
SR-31	300	3.1	100.1	32.3	3.78	3.88	1.03	0.97	1.792	"
SR-35	525	4.8	175.7	36.6	3.40	3.64	1.07	0.94	2.230	"
SR-35	525	4.8	175.7	36.6	3.35	3.50	1.04	0.96	2.230	"
SR-39	270	2.2	90.1	41.0	3.44	3.44	1.01	0.99	2.749	"
SR-43	300	2.2	100.5	45.7	(3.44)	1.42	(0.41)	(2.42)	3.554	"

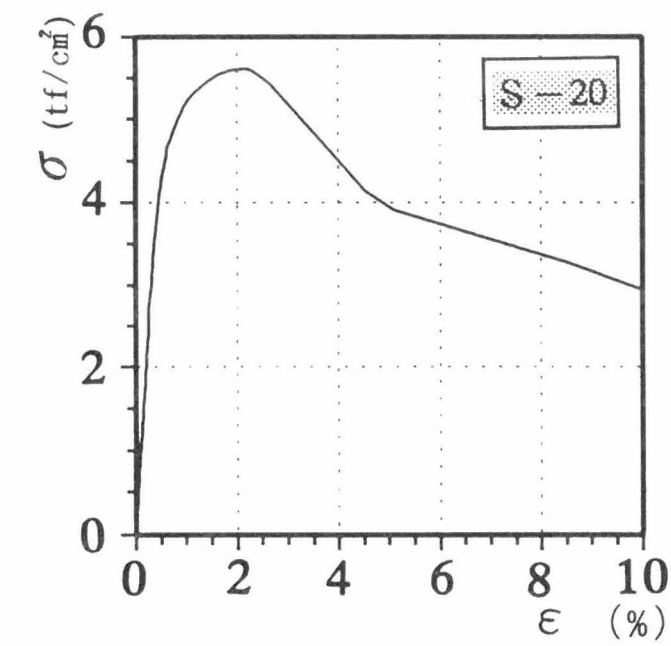


図-3.23.1 $\sigma - \epsilon$ 関係 (S-20)

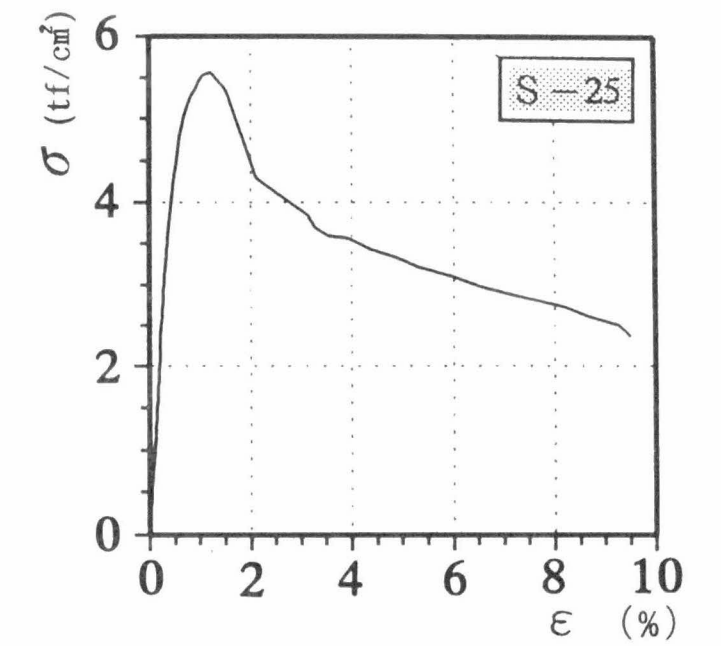


図-3.23.2 $\sigma - \epsilon$ 関係 (S-25)

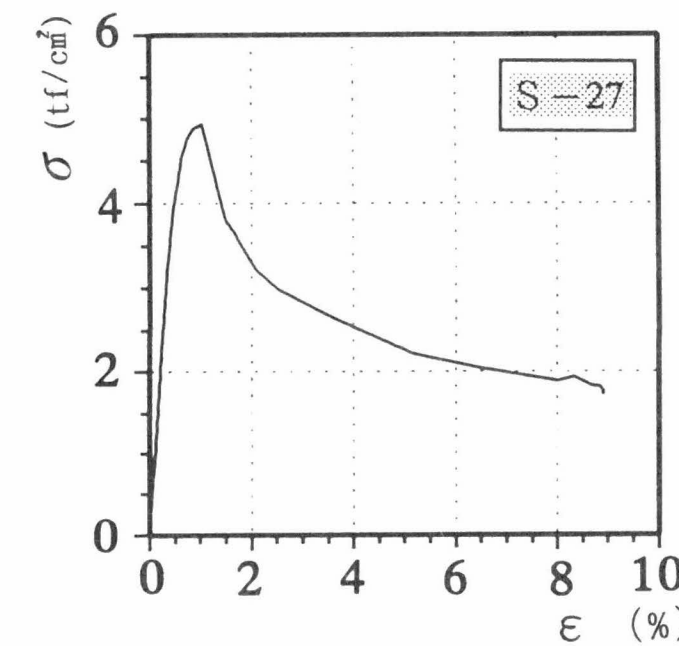


図-3.23.3 $\sigma - \epsilon$ 関係 (S-27)

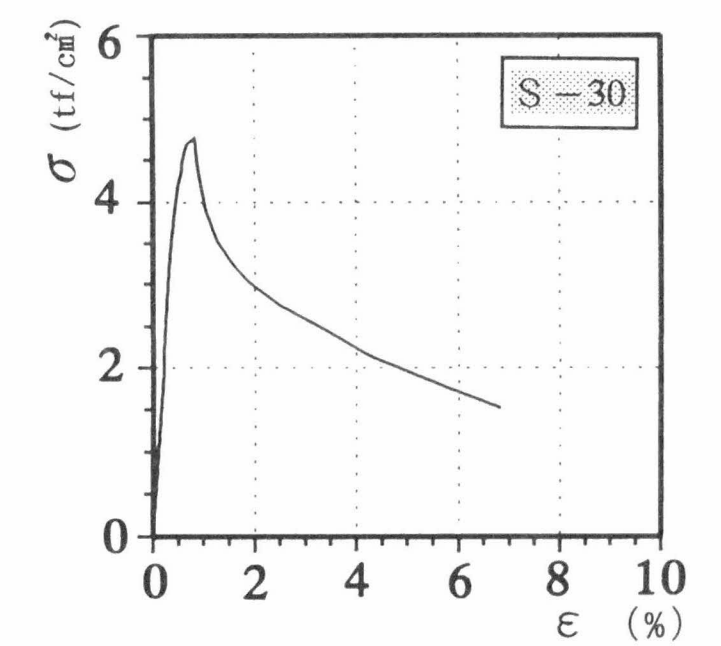


図-3.23.4 $\sigma - \epsilon$ 関係 (S-30)

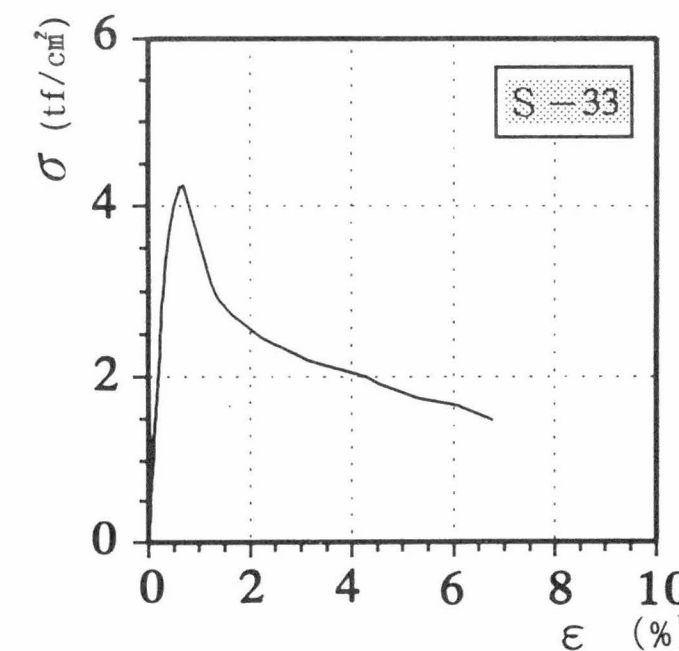


図-3.23.5 $\sigma - \epsilon$ 関係 (S-33)

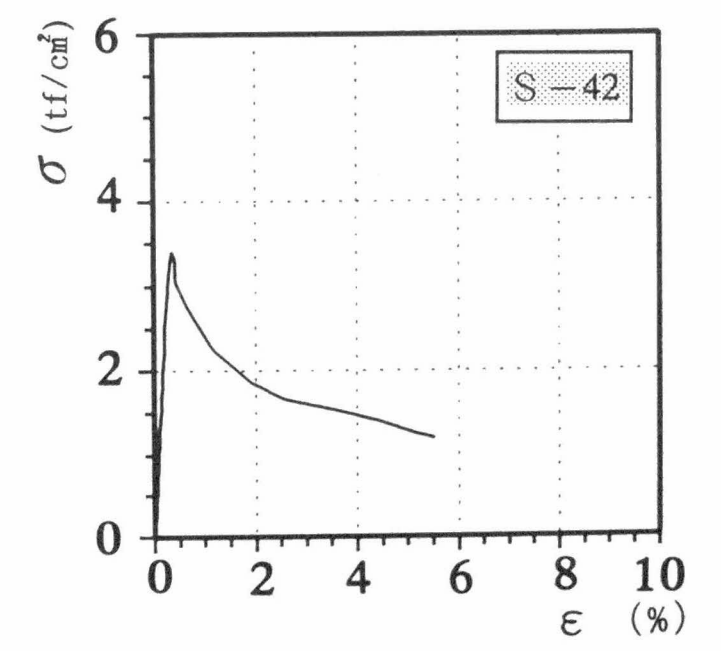


図-3.23.6 $\sigma - \epsilon$ 関係 (S-42)

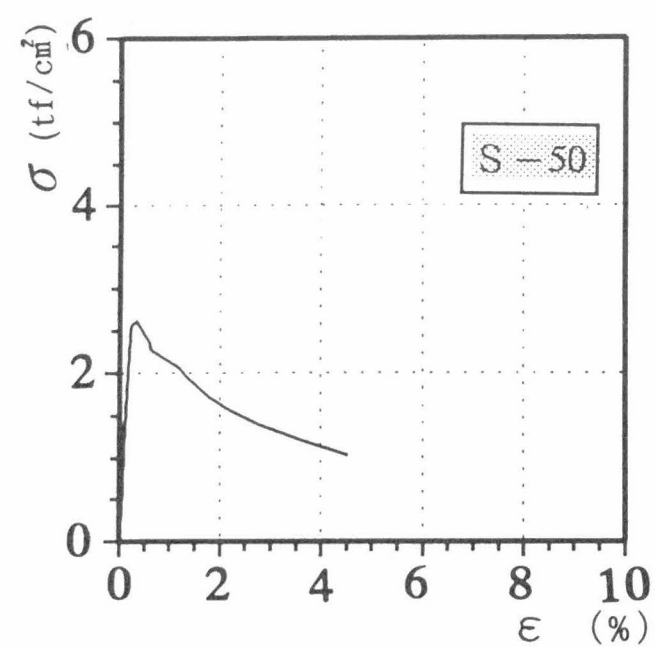


図-3.23.7 $\sigma - \varepsilon$ 関係 (S-50)

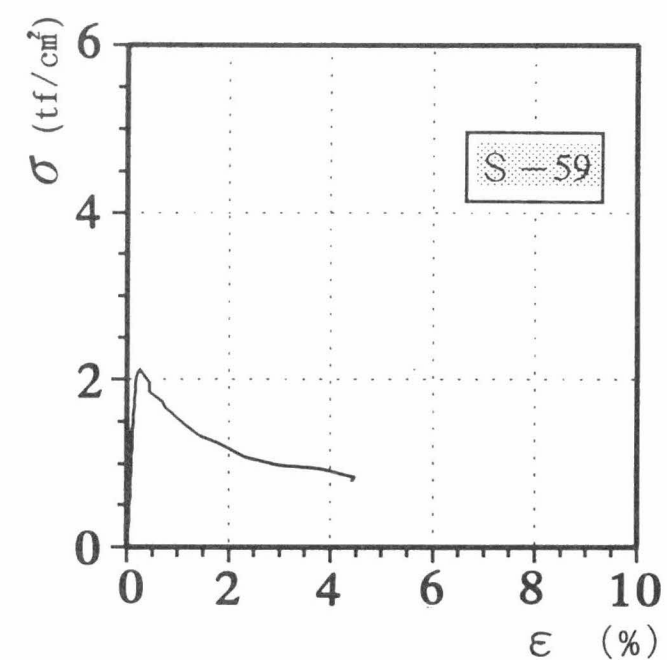


図-3.23.8 $\sigma - \varepsilon$ 関係 (S-59)

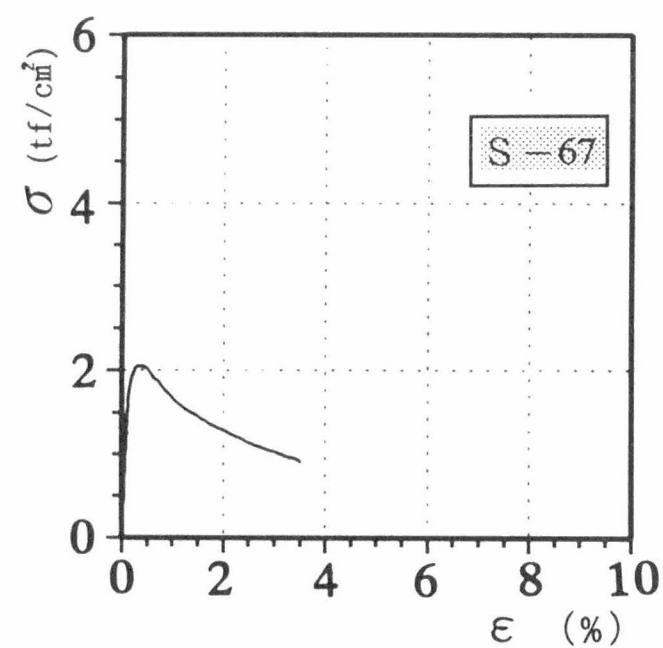


図-3.23.9 $\sigma - \varepsilon$ 関係 (S-67)

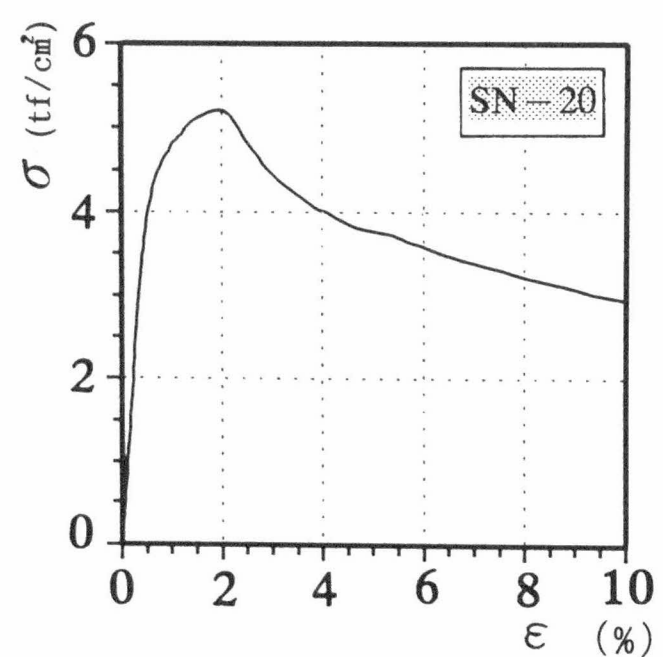


図-3.24.1 $\sigma - \varepsilon$ 関係 (SN-20)

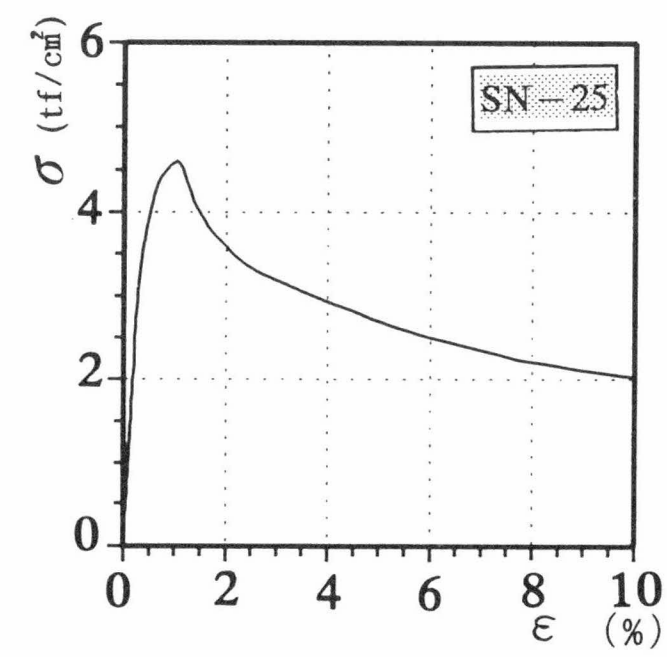


図-3.24.2 $\sigma - \varepsilon$ 関係 (SN-25)

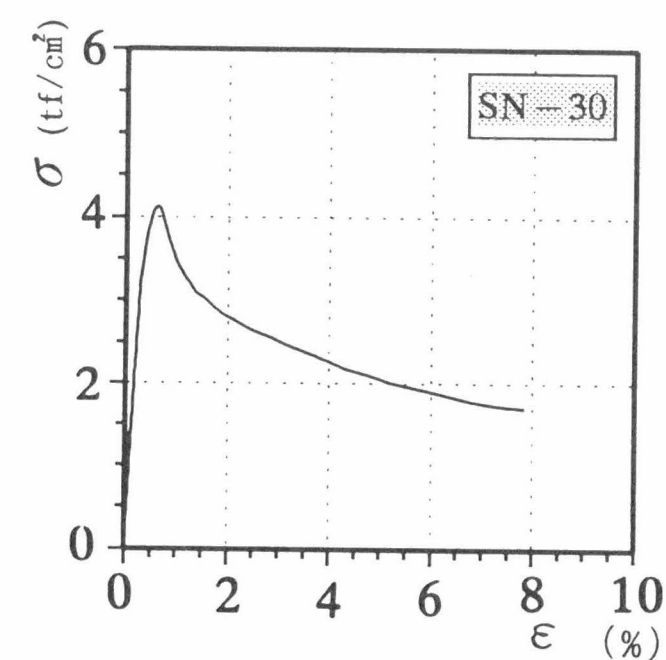


図-3.24.3 $\sigma - \varepsilon$ 関係 (SN-30)

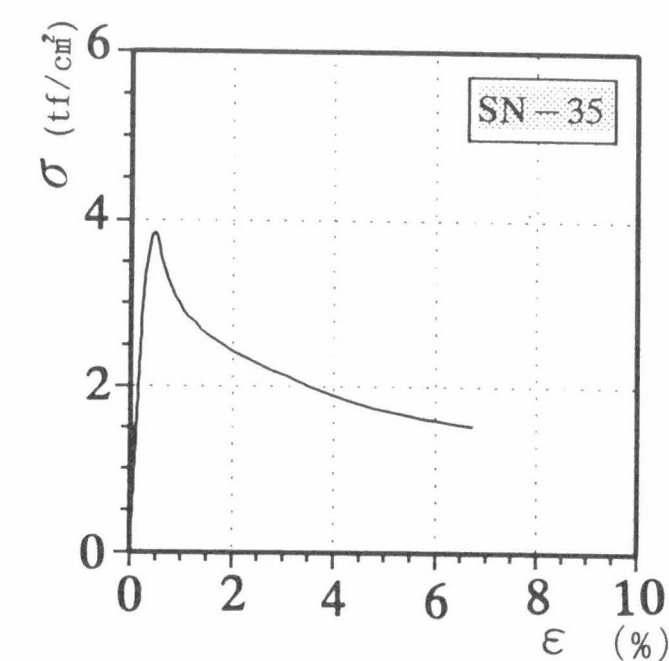


図-3.24.4 $\sigma - \varepsilon$ 関係 (SN-35)

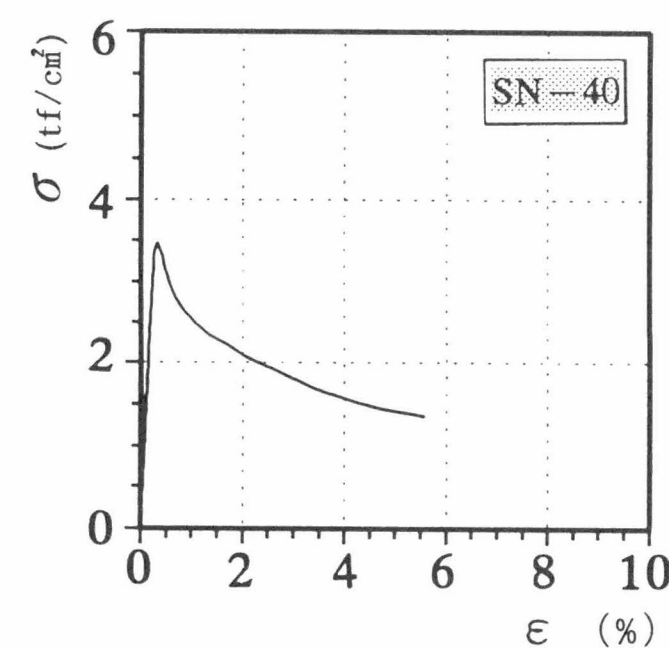


図-3.24.5 $\sigma - \varepsilon$ 関係 (SN-40)

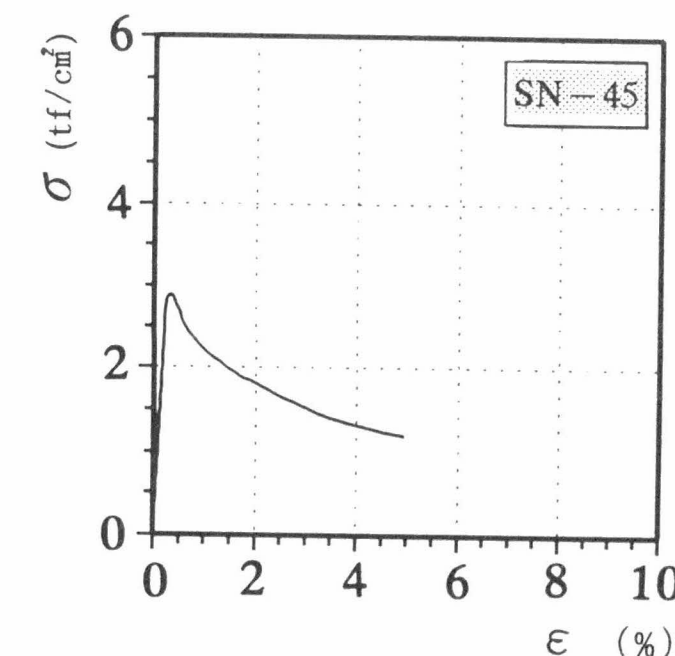


図-3.24.6 $\sigma - \varepsilon$ 関係 (SN-45)

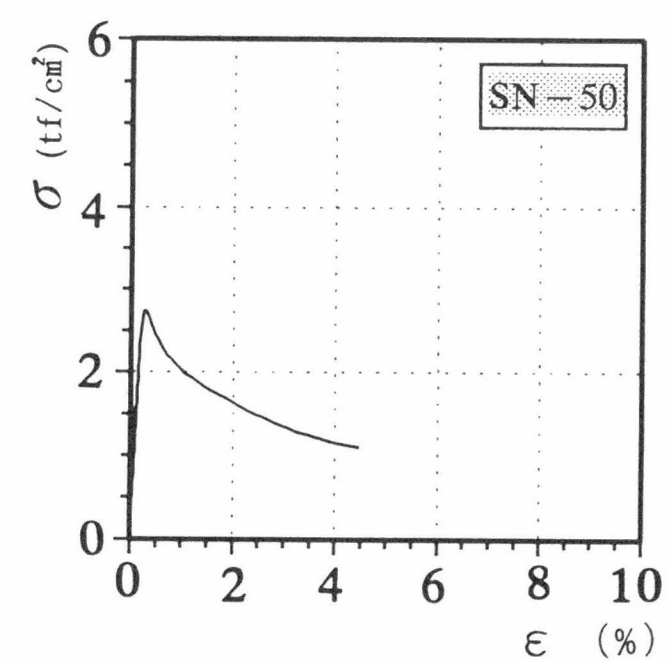


図-3.24.7 $\sigma - \varepsilon$ 関係 (SN-50)

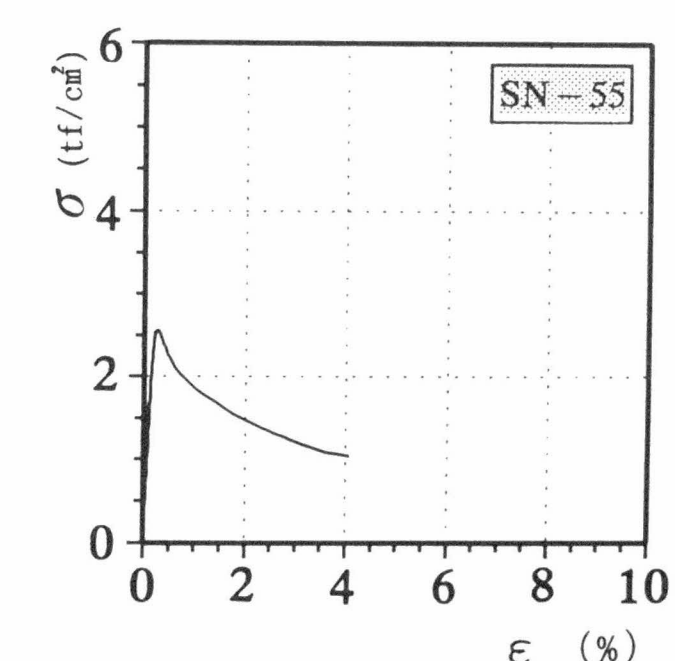


図-3.24.8 $\sigma - \varepsilon$ 関係 (SN-55)

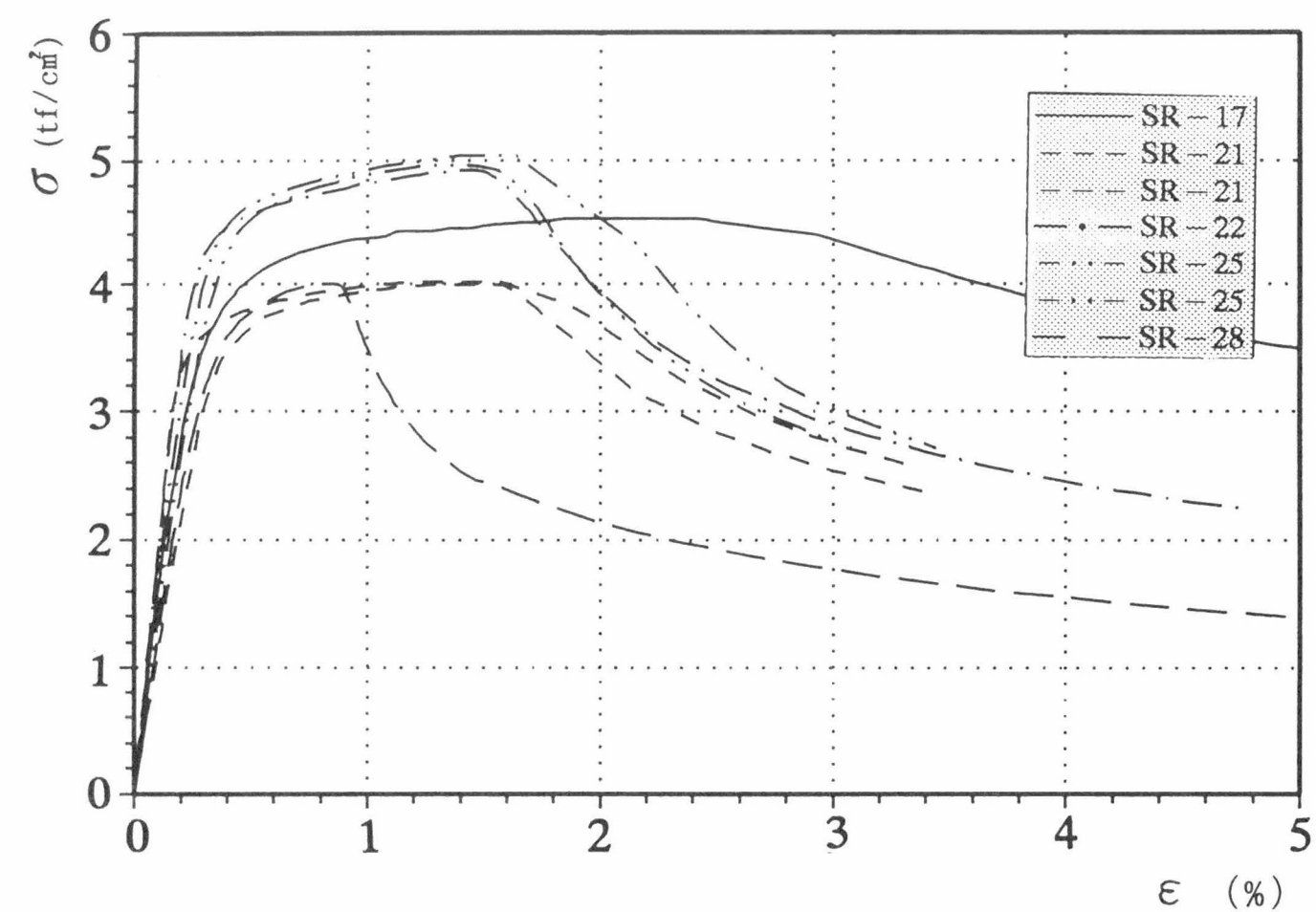


図-3.25.1 $\sigma - \varepsilon$ 関係 (SR-17,21,22,25,28)

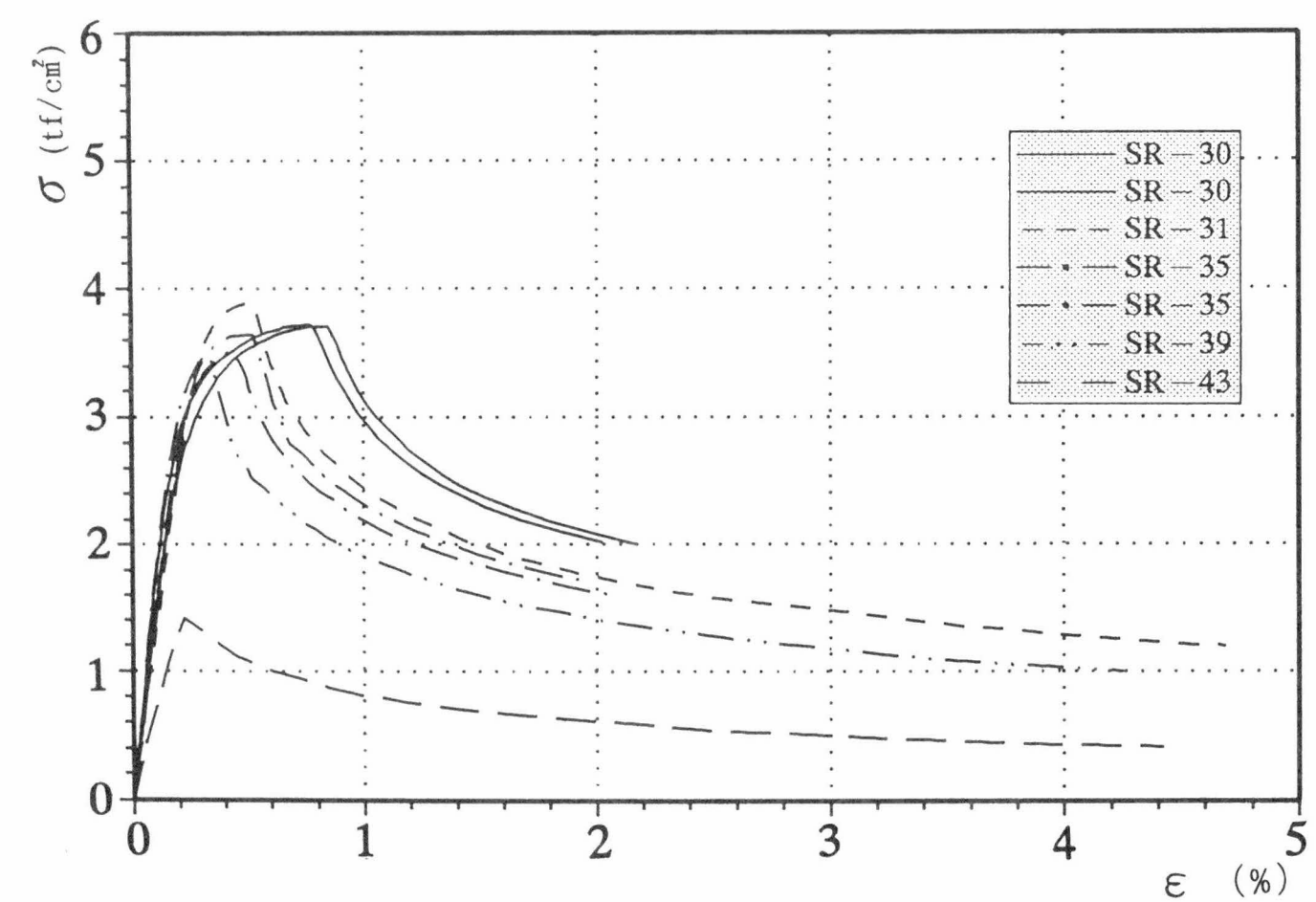


図-3.25.2 $\sigma - \varepsilon$ 関係 (SR-30,31,35,39,43)

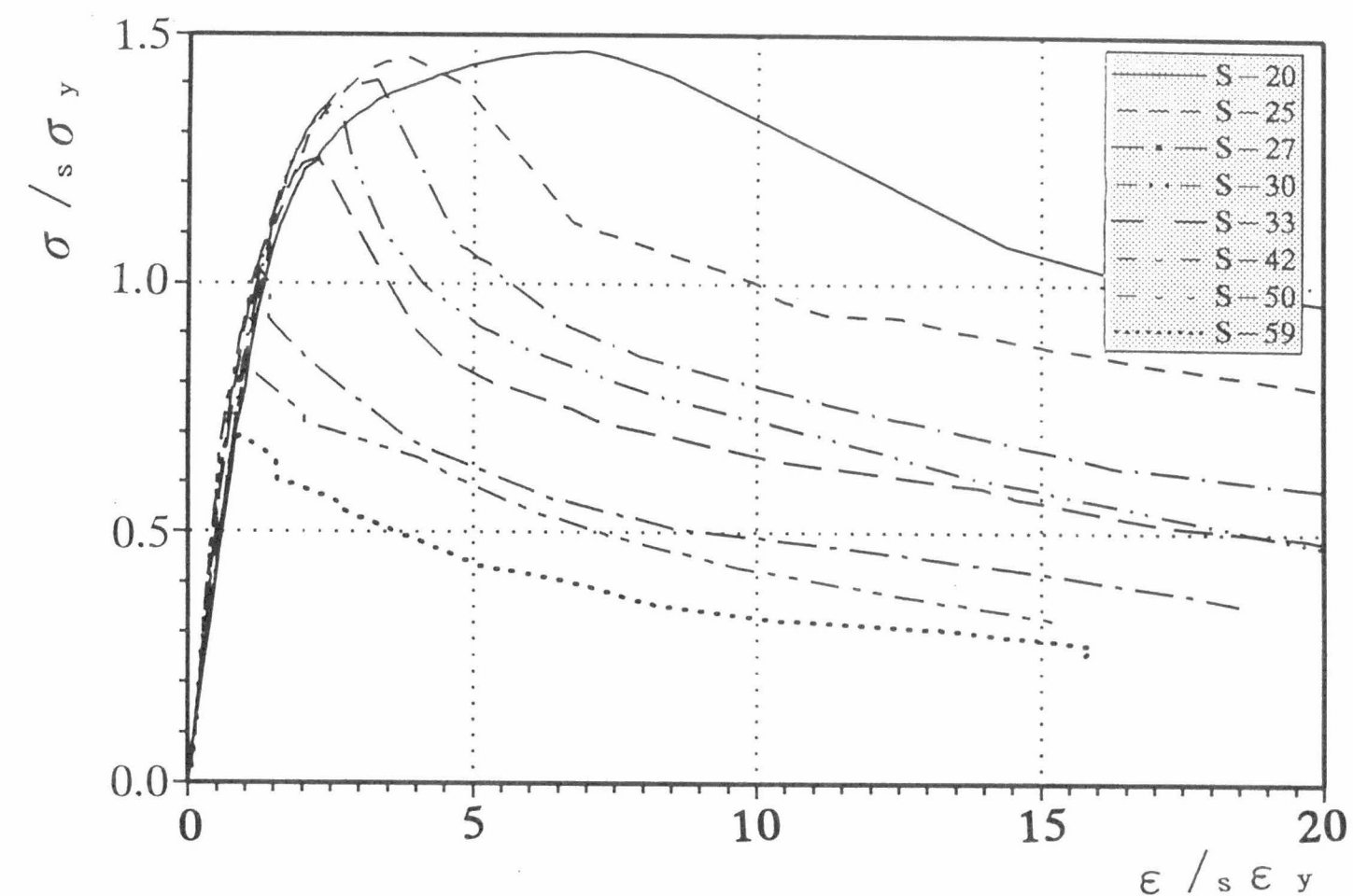


図-3.26.1 $\sigma/s\sigma_y - \varepsilon/s\varepsilon_y$ 関係 (SUS304)

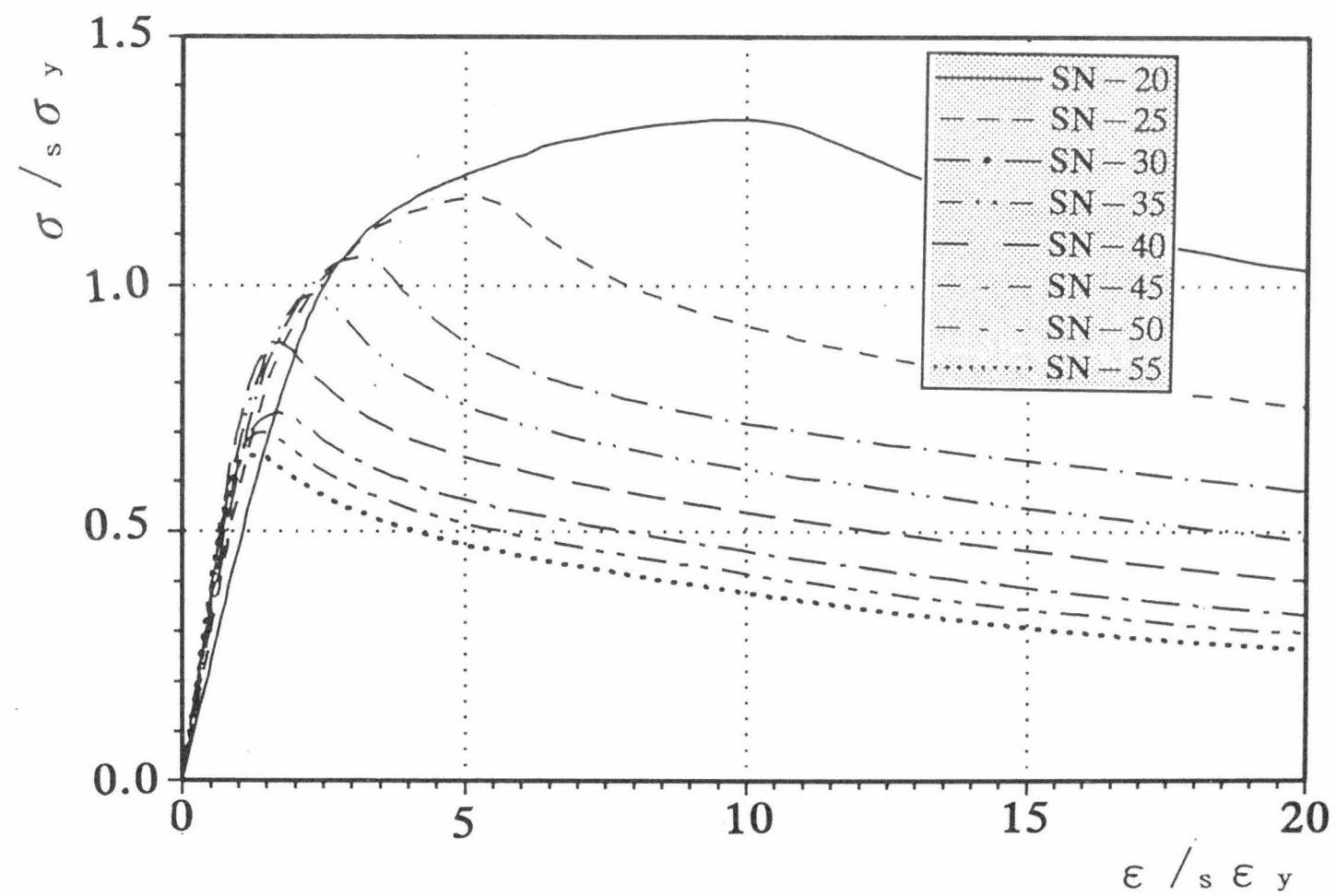


図-3.26.2 $\sigma/s\sigma_y - \varepsilon/s\varepsilon_y$ 関係 (SUS304N2)

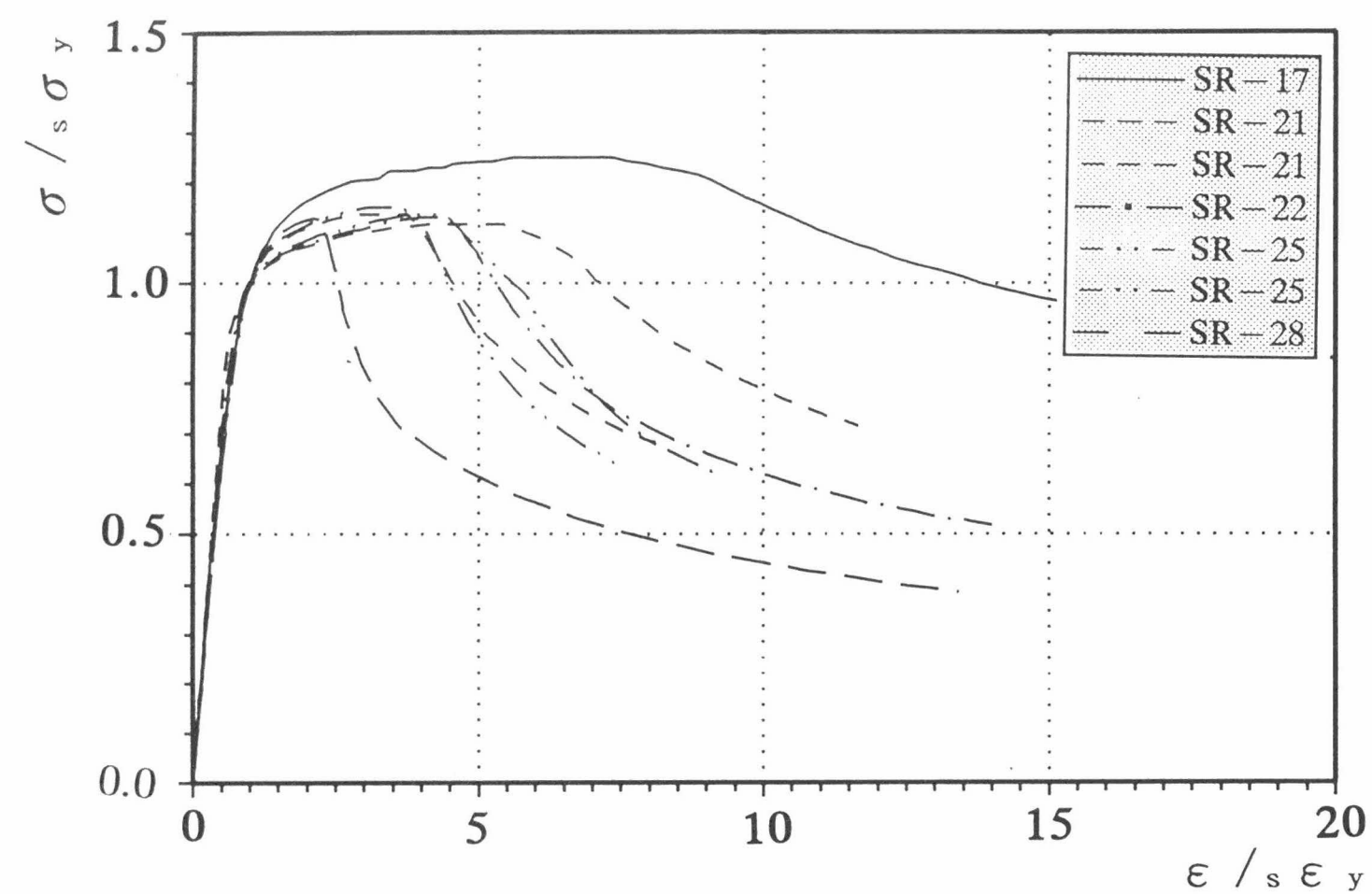


図-3.26.3 $\sigma/s\sigma_y - \epsilon/s\epsilon_y$ 関係 (STKR400)

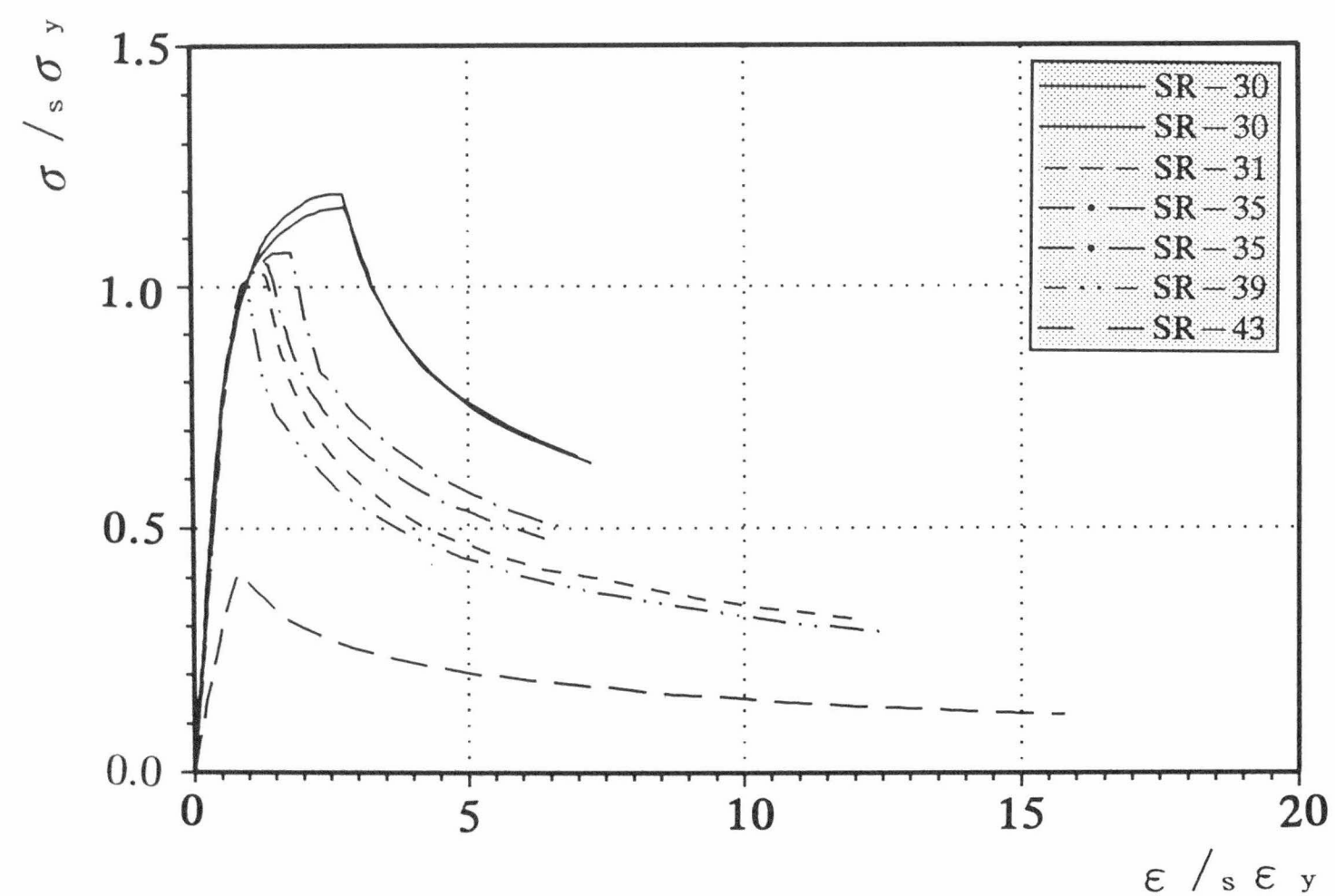


図-3.26.4 $\sigma/s\sigma_y - \epsilon/s\epsilon_y$ 関係 (STKR400)

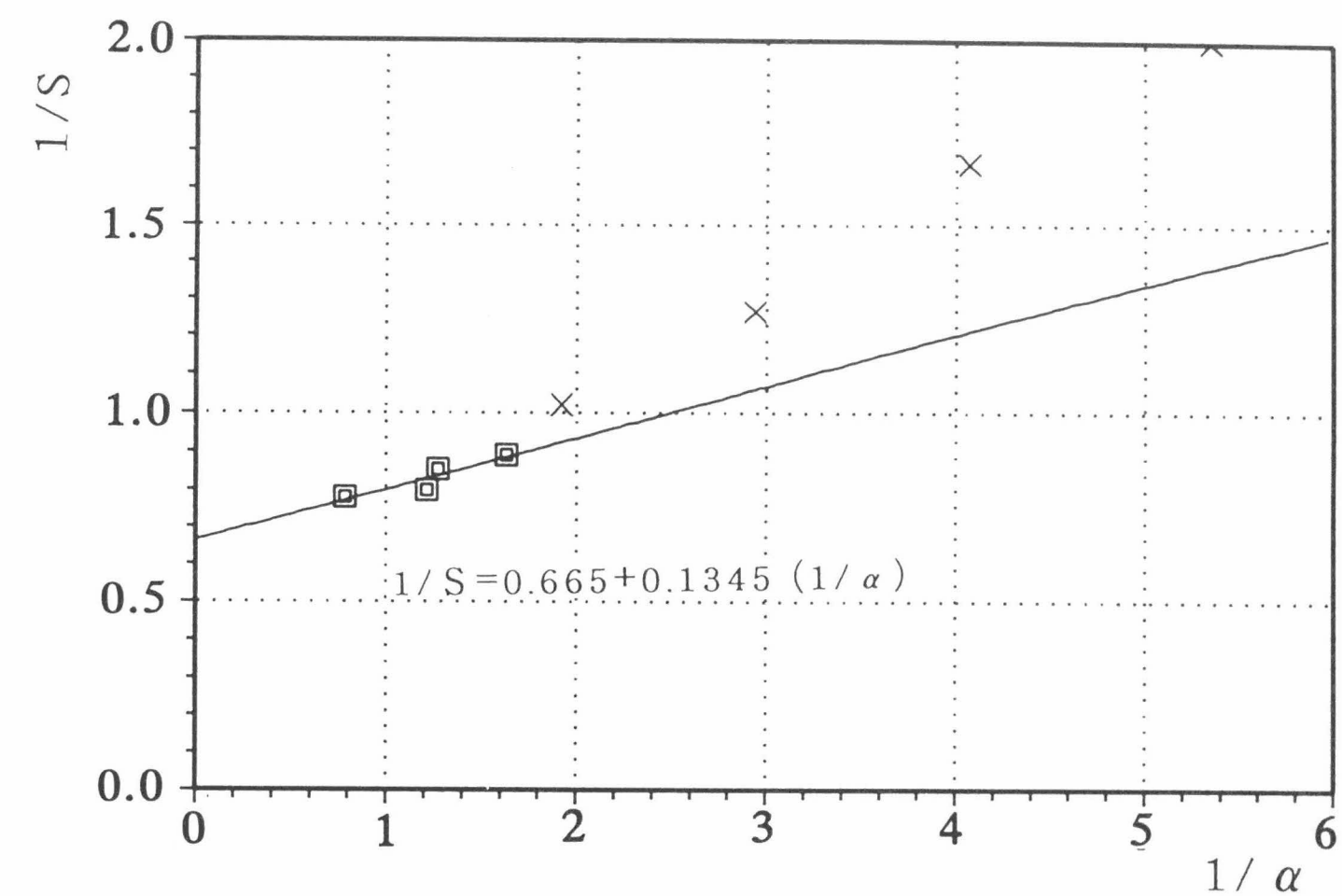


図-3.27.1 $1/S - 1/\alpha$ 関係 (SUS304)

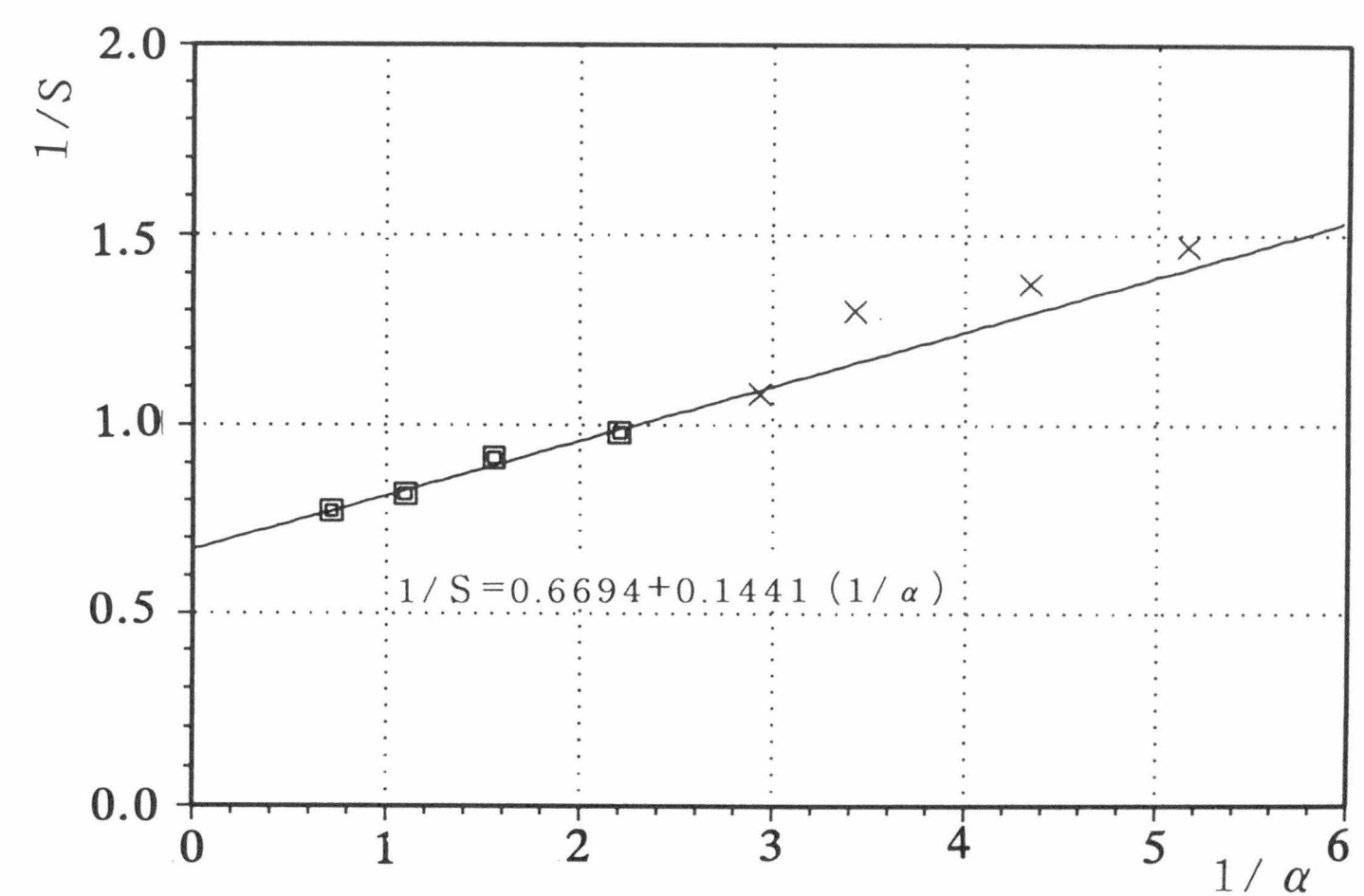


図-3.27.2 $1/S - 1/\alpha$ 関係 (SUS304N2)

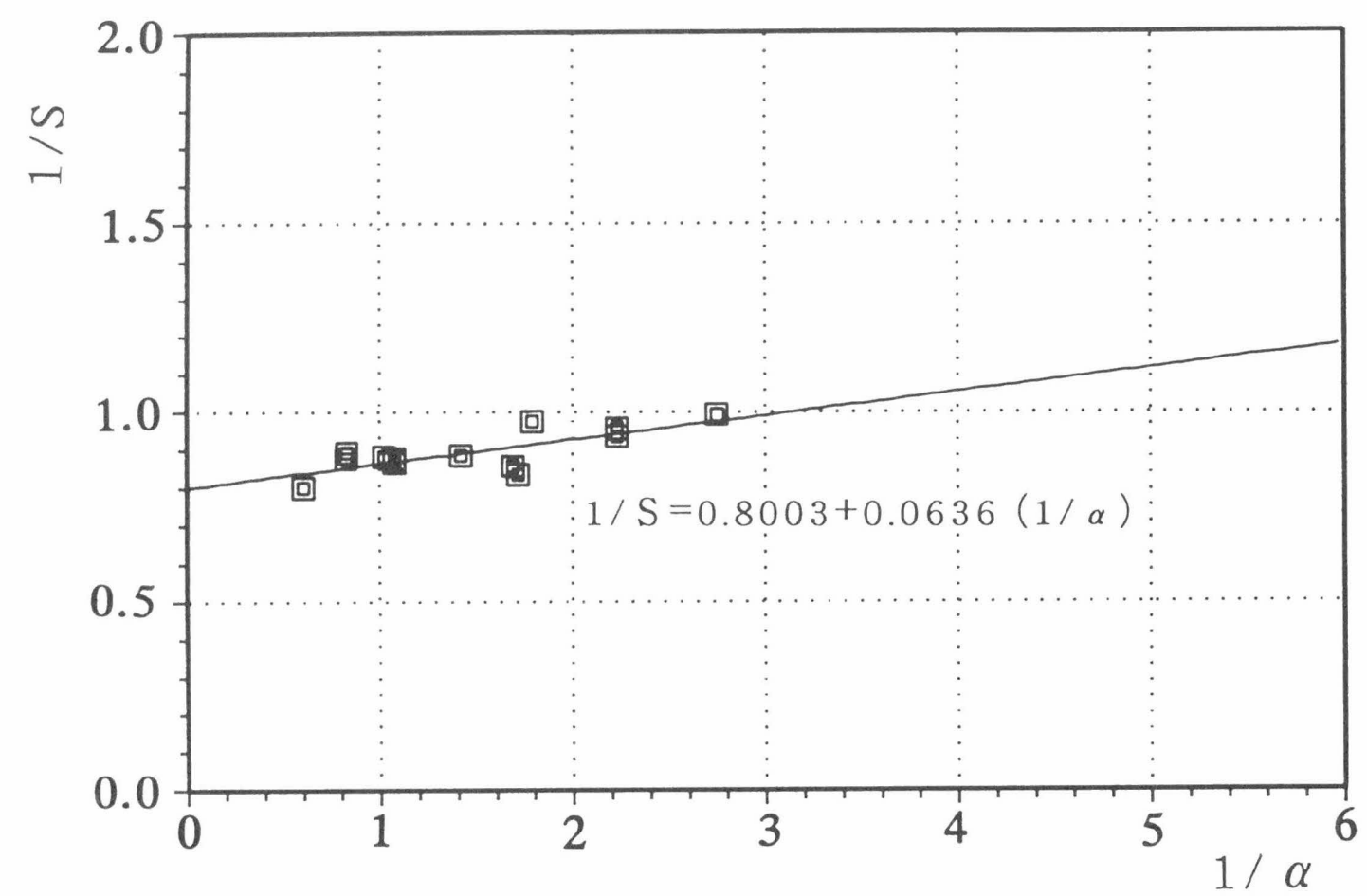


図 -3.27.3 $1/S - 1/\alpha$ 関係 (STKR400)

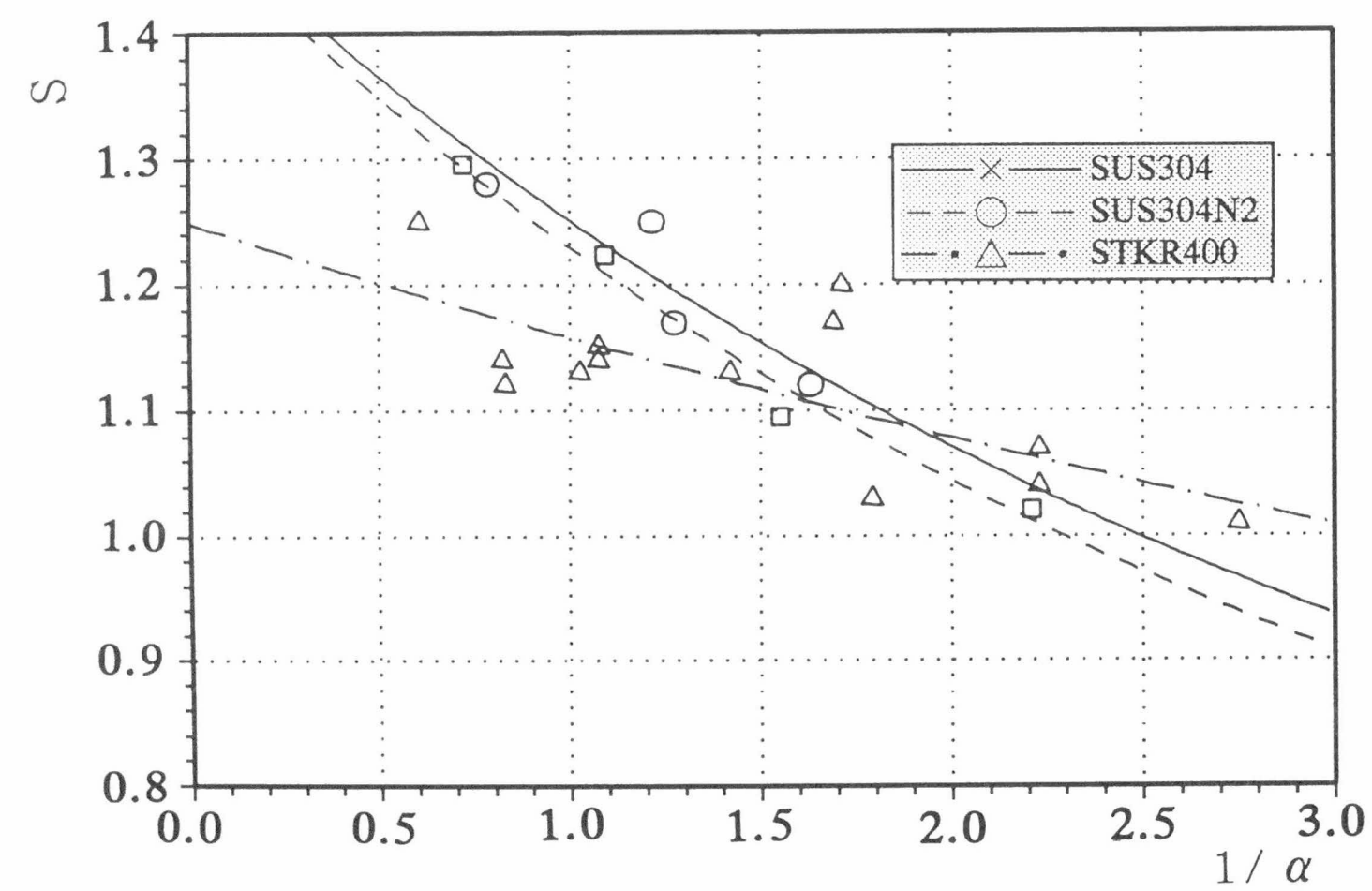


図 -3.28 $S - 1/\alpha$ 関係

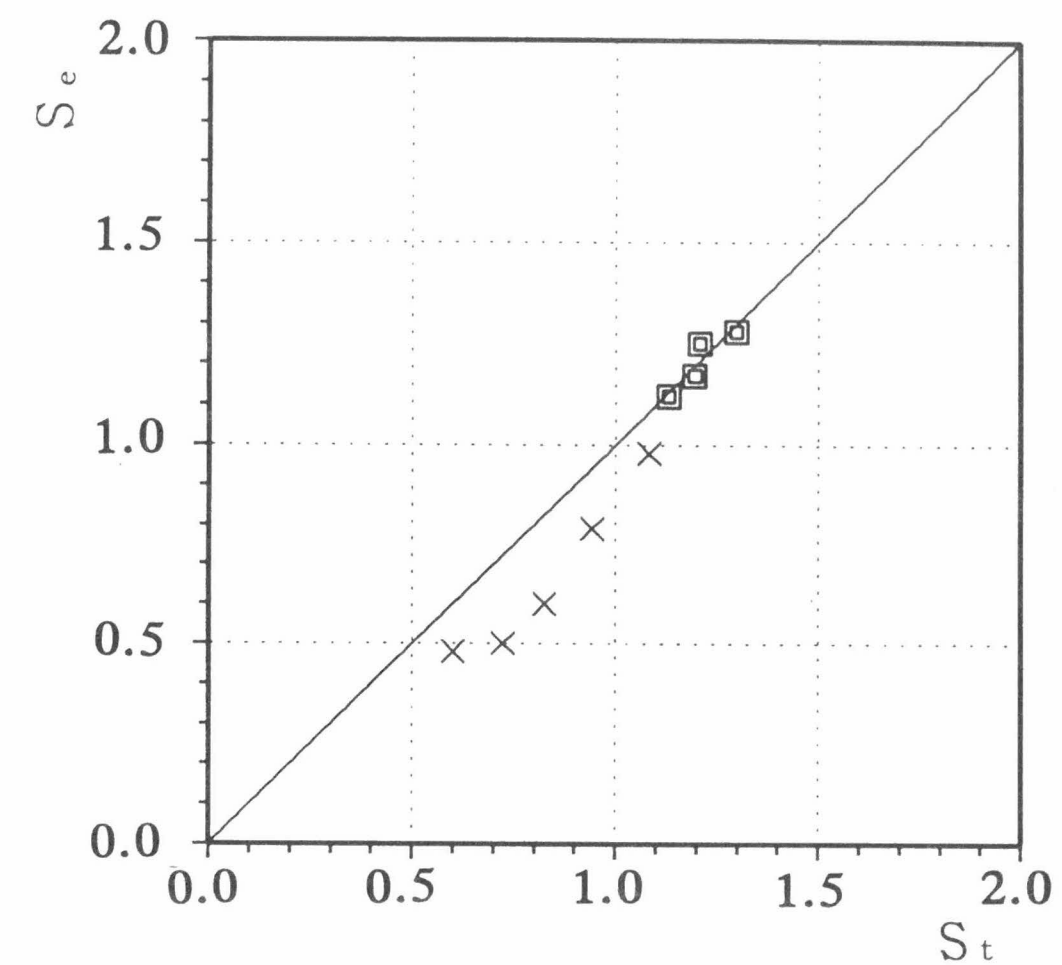


図 -3.29.1 $S_e - S_t$ 関係 (SUS304)

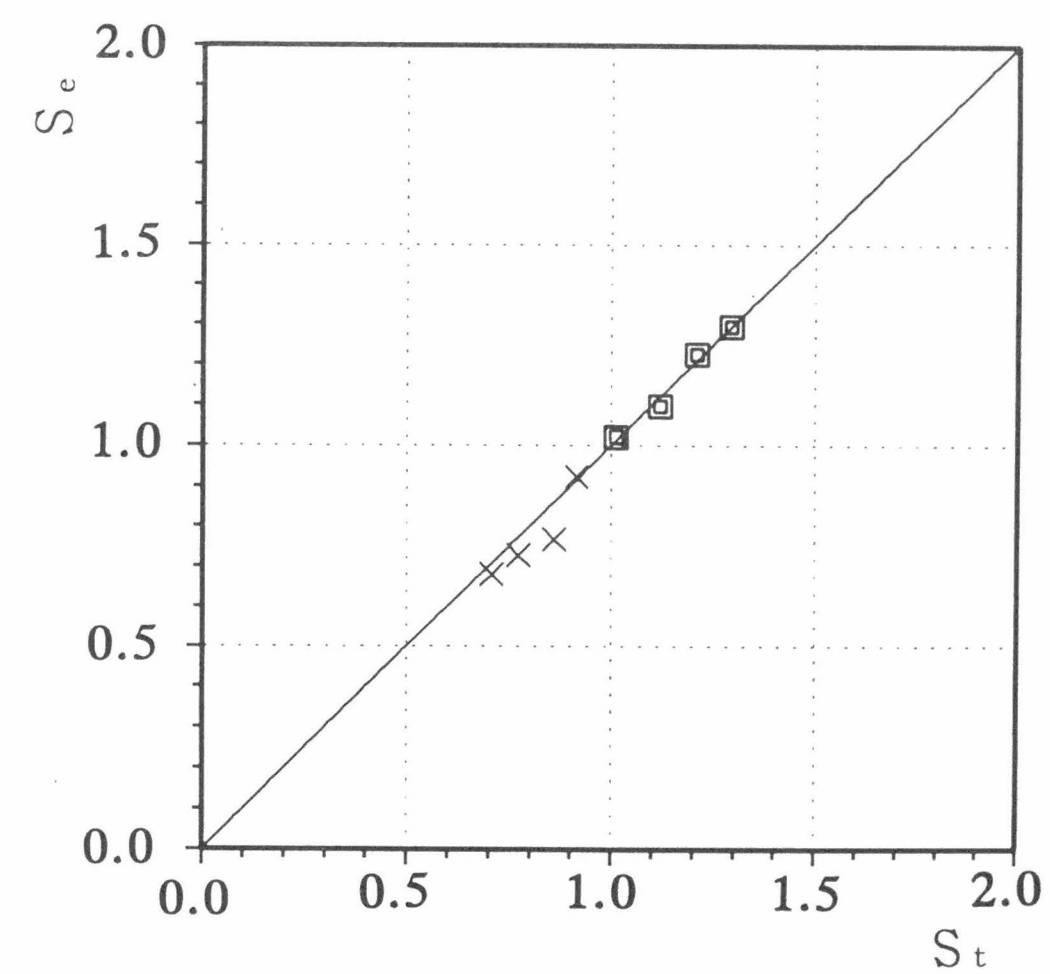


図 -3.29.2 $S_e - S_t$ 関係 (SUS304N2)

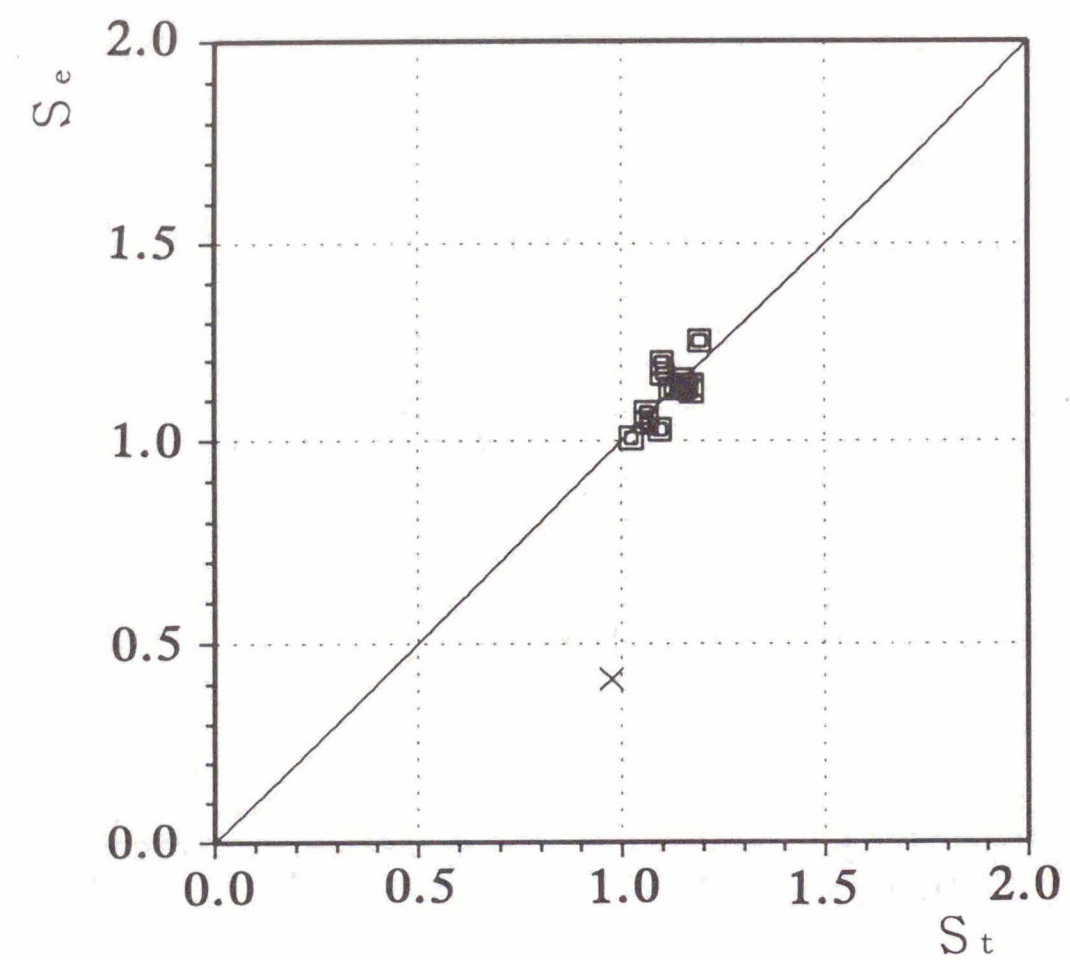


図-3.29.3 $S_e - S_t$ 関係 (STKR400)

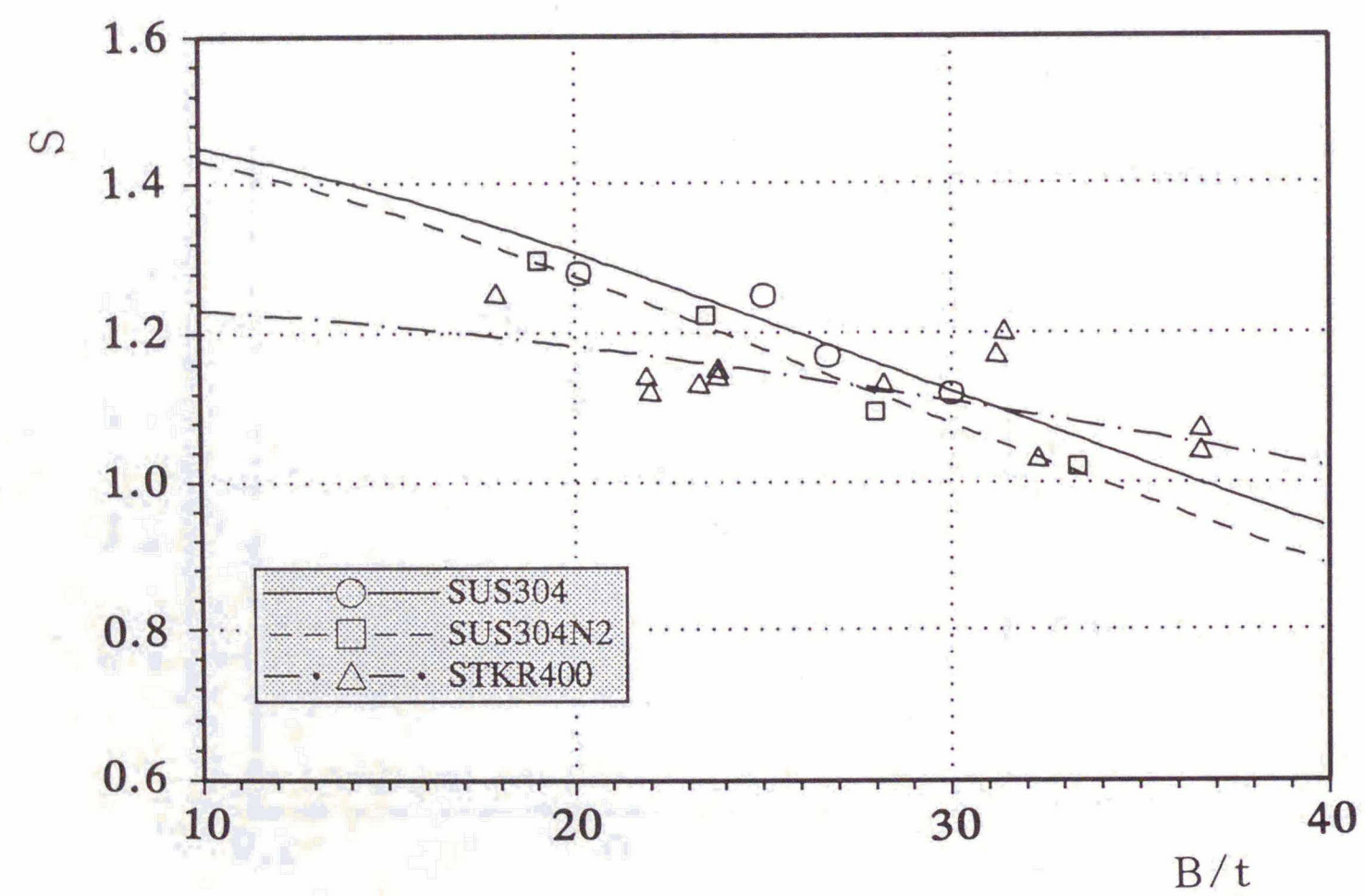


図-3.30 $S - B/t$ 関係

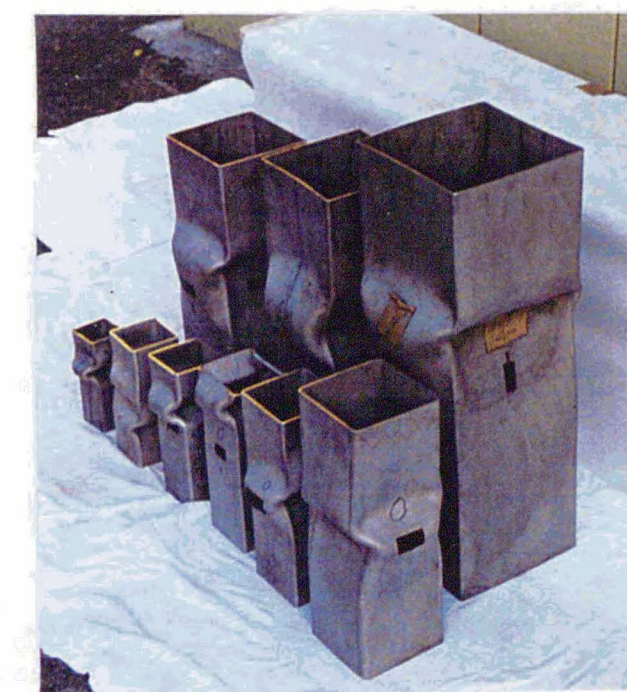
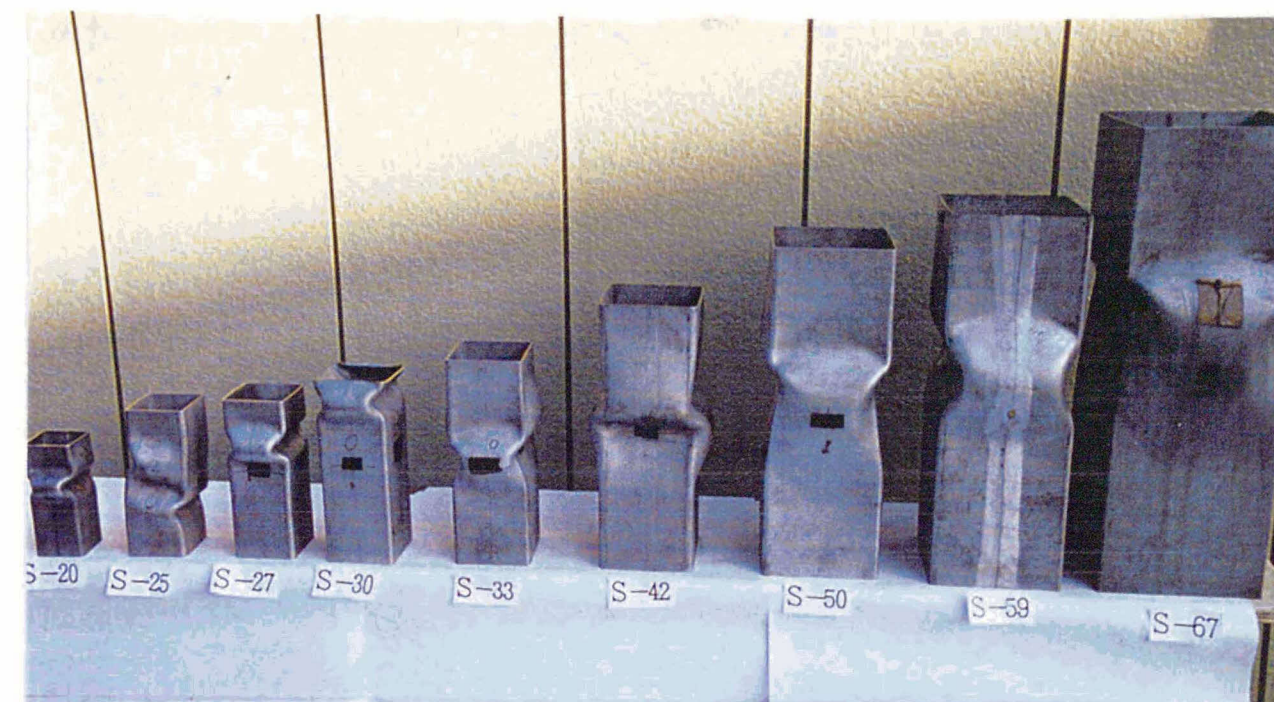


写真-3.4.1 破壊状況 (SUS304)

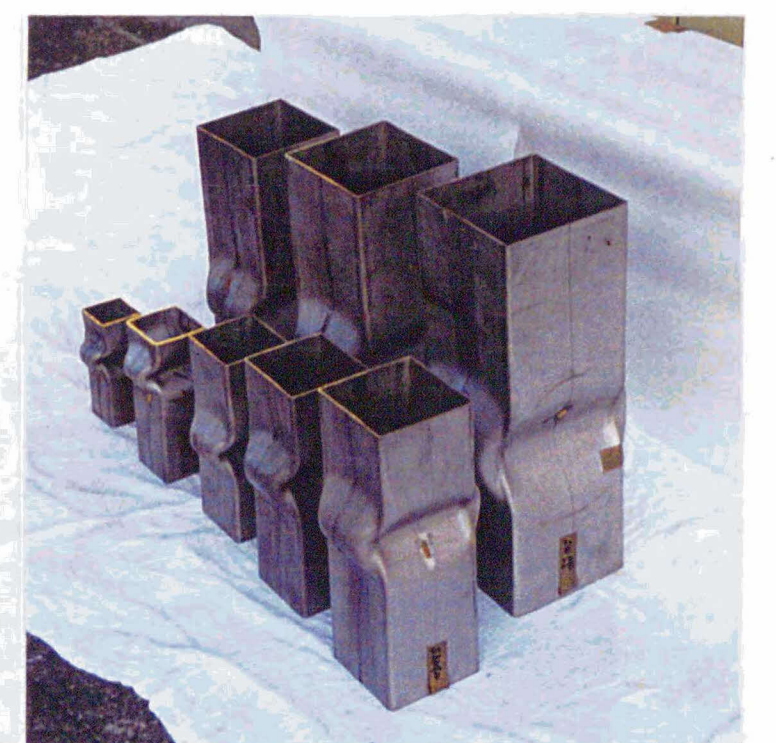
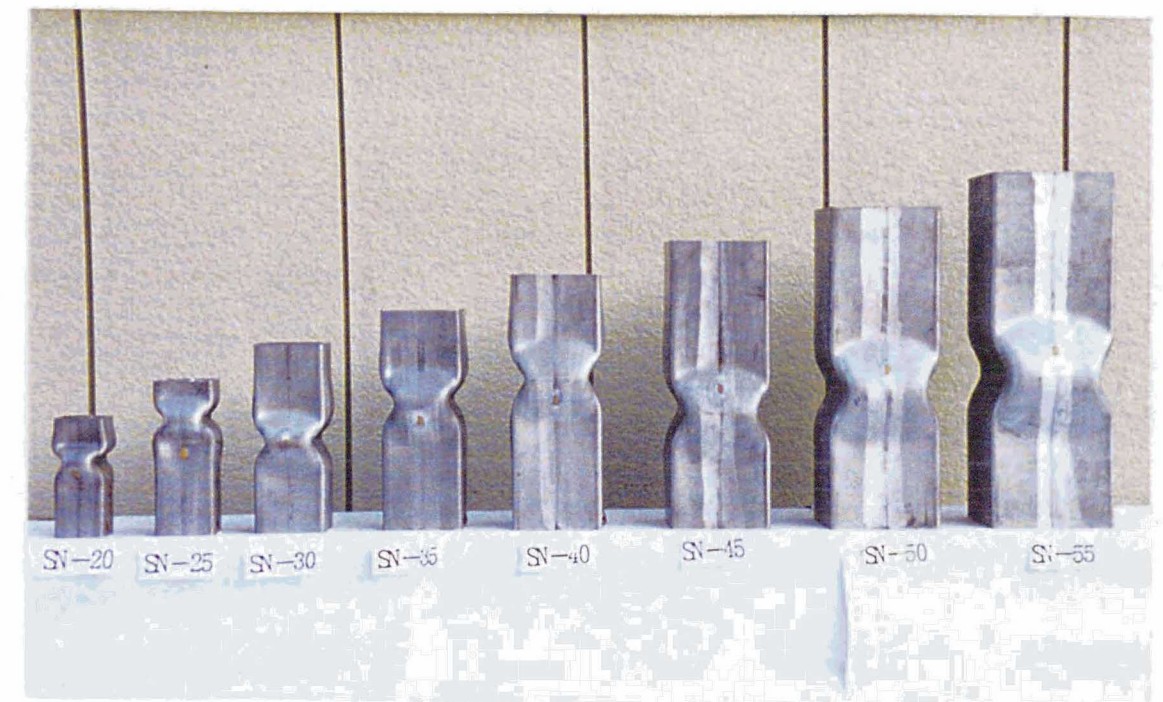


写真-3.4.2 破壊状況 (SUS304N2)

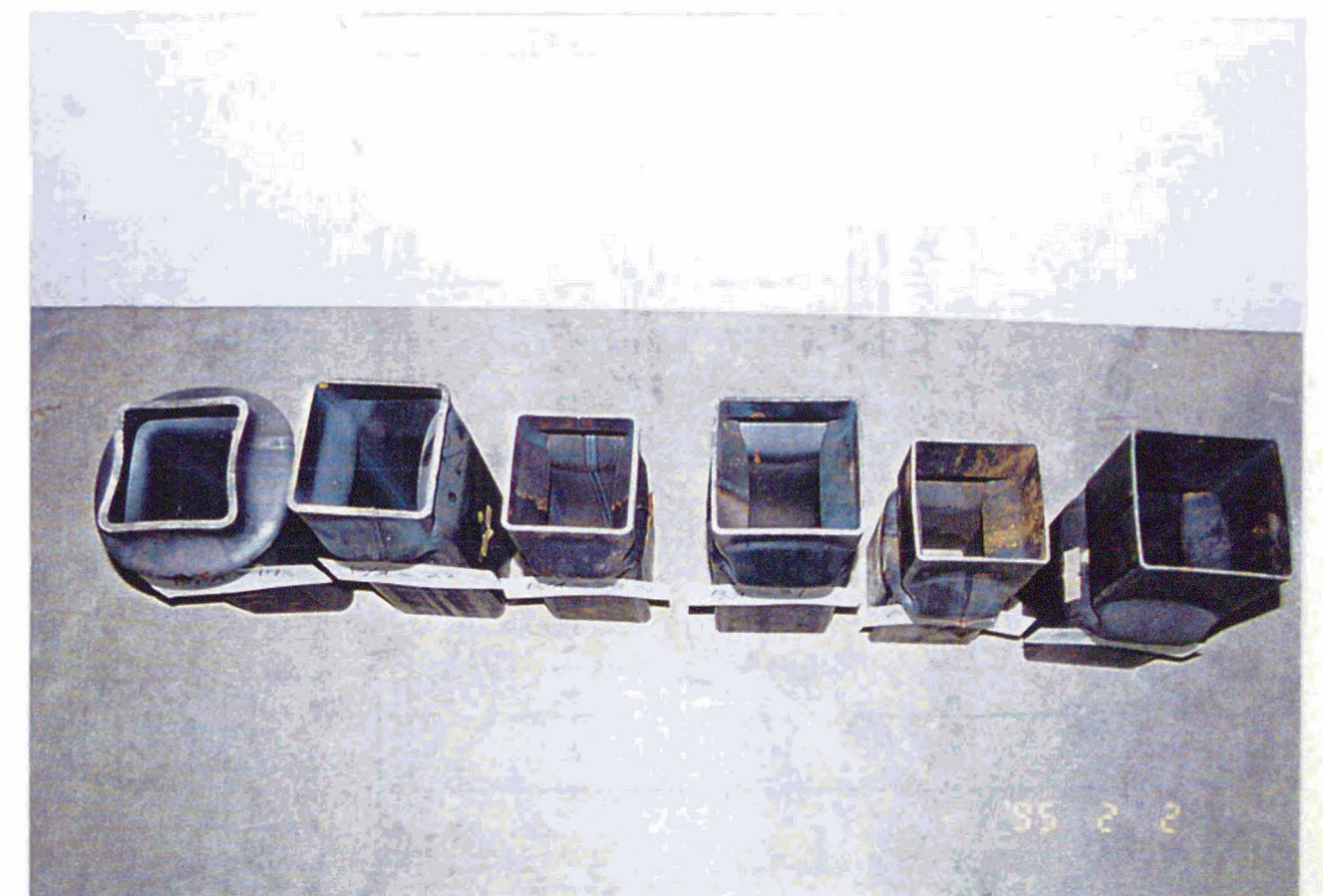
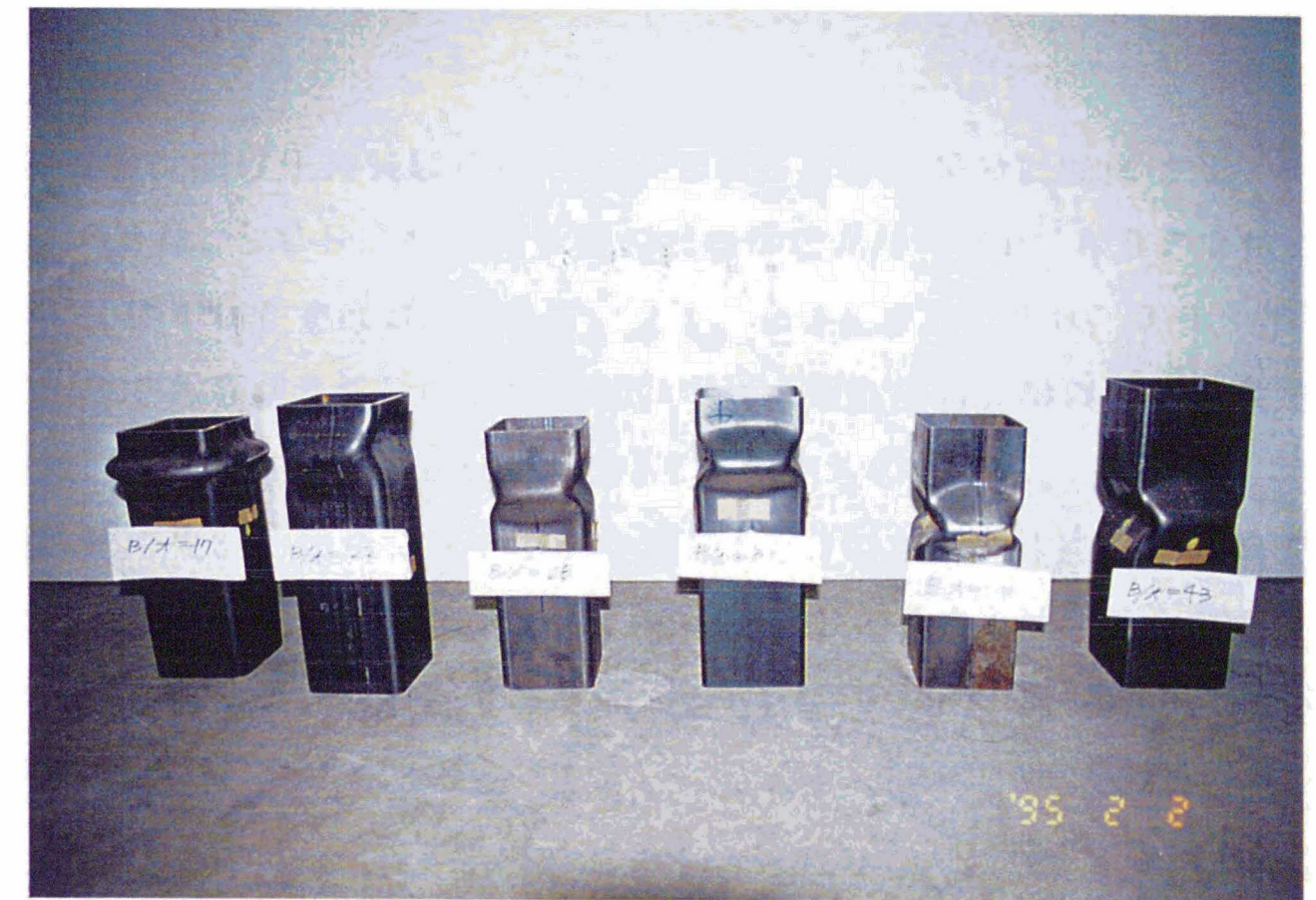


写真 -3.4.3 破壊状況 (STKR400)

3. 3. 2 部材実験

1) 試験体

部材実験は曲げ圧縮実験を行った。SUS304製の試験体は $B/t=20, 30, 50$ の3体、SUS304N2製の試験体は $B/t=20, 30$ の2体である。また、STKR400では $B/t=17, 21, 22, 25, 28, 30, 31, 35, 39, 43$ である。これらの試験体はいずれも短柱圧縮試験同様の製法であり、素材の機械的性質は表-3.5、3.6および3.7に示すものである。

試験体は中央部1箇所スチフナを溶接し、この左右を片持梁に置換できるものとした3点曲げ形式の試験体である。片持梁部分の長さ L はフランジ幅 B の約5倍とした。試験体の形状と各部寸法を図-3.31.1 (SUS304)、図-3.31.2 (SUS304N2)、図-3.31.3 (STKR400) に示す。

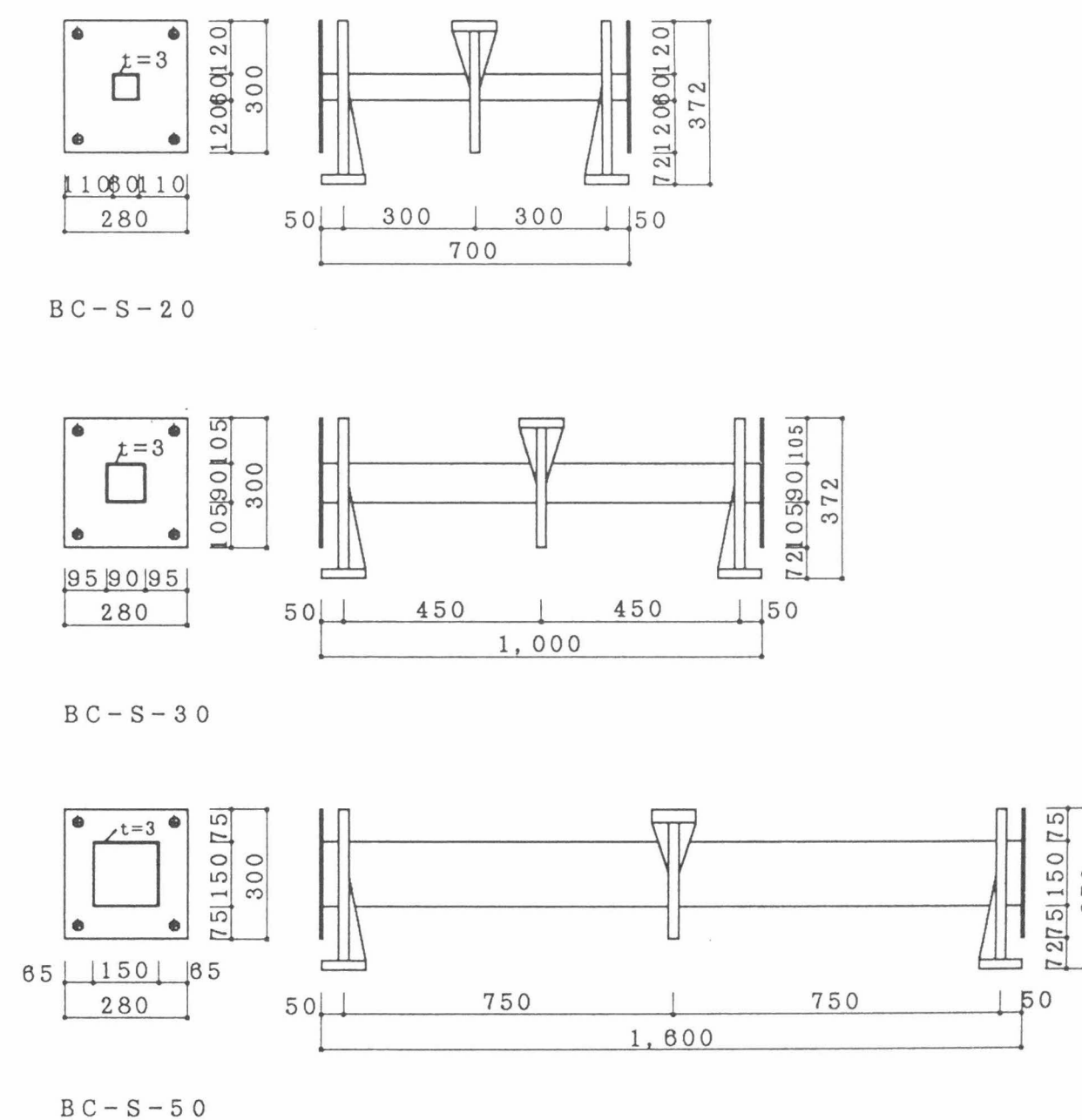


図-3.31.1 試験体 (SUS304)

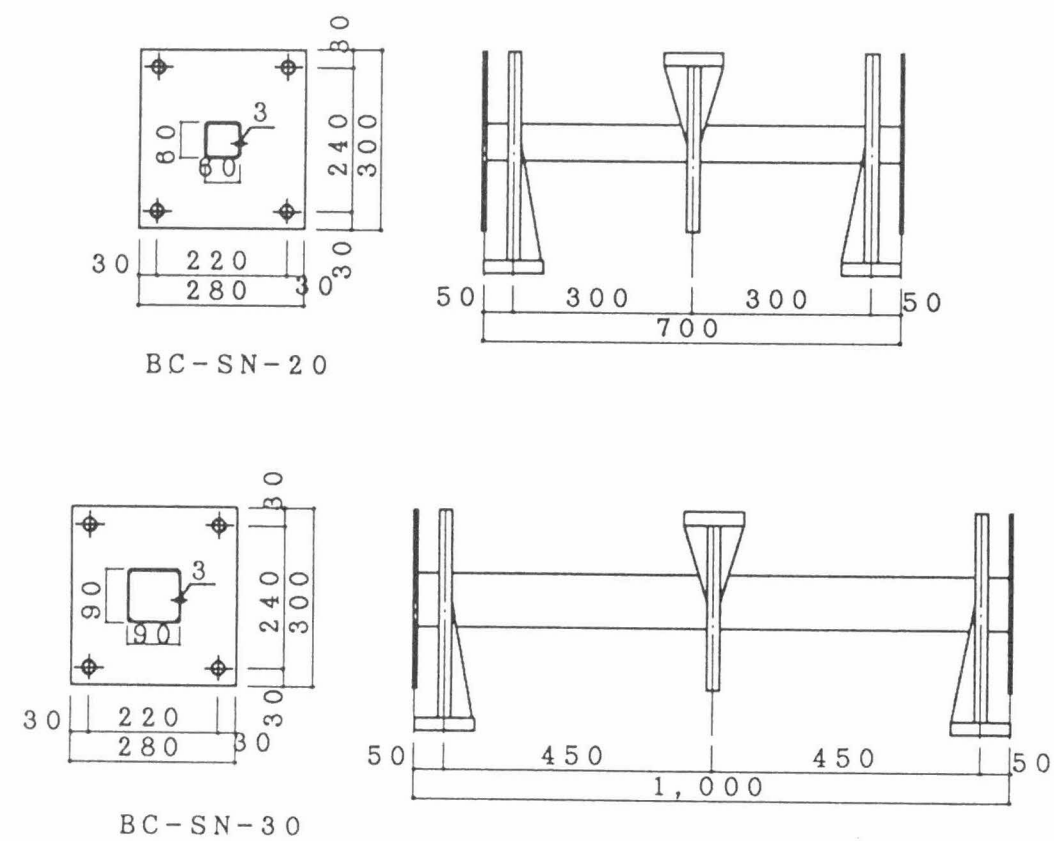


図-3.31.2 試験体 (SUS304N2)

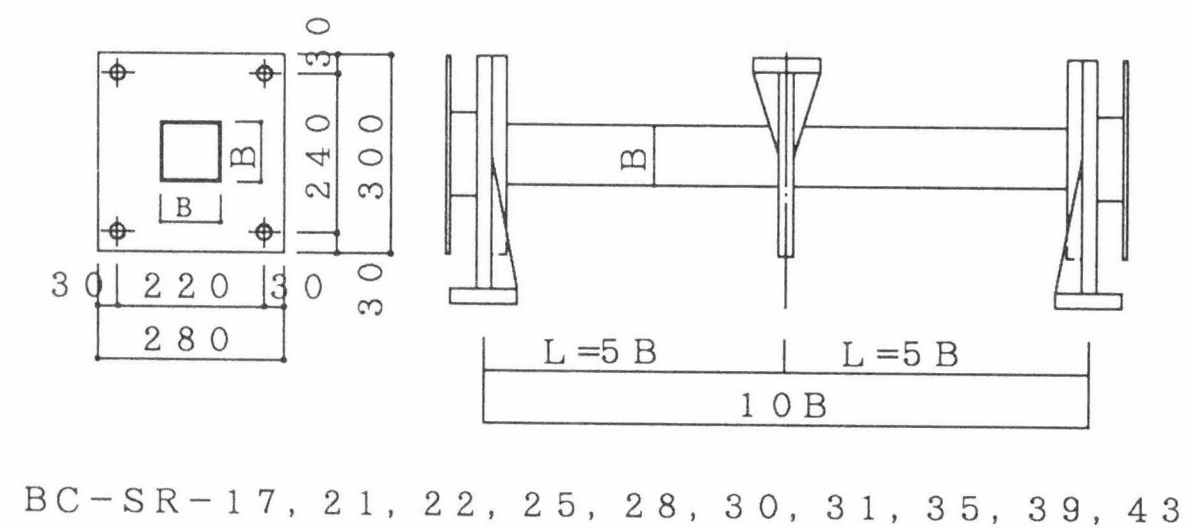


図-3.31.3 試験体 (STKR400)

2) 実験方法

実験はH形断面部材と同様に3点曲げ形式で行い、100tの万能型試験機を用いて一方向単調載荷を行った。実験では軸力比 $\rho = 0.3$ を常に導入した。

測定は、終局時において局部座屈崩壊する側の挙動に着目し、試験体支点位置、

中央スチフナ位置での変位およびスチフナの回転量を測定し、H形試験体同様スチフナ位置を仕口とした片持梁として評価した。図-3.32に試験体と変位計の位置を、また、図-3.33に軸力装置を示す。軸力はH形試験体同様軸力比 ρ が常に0.3を保つようにロードセルで確認しながらオイルジャッキで加力した。

変形の解析モデルはH形試験体(図-3.14)と同じである。

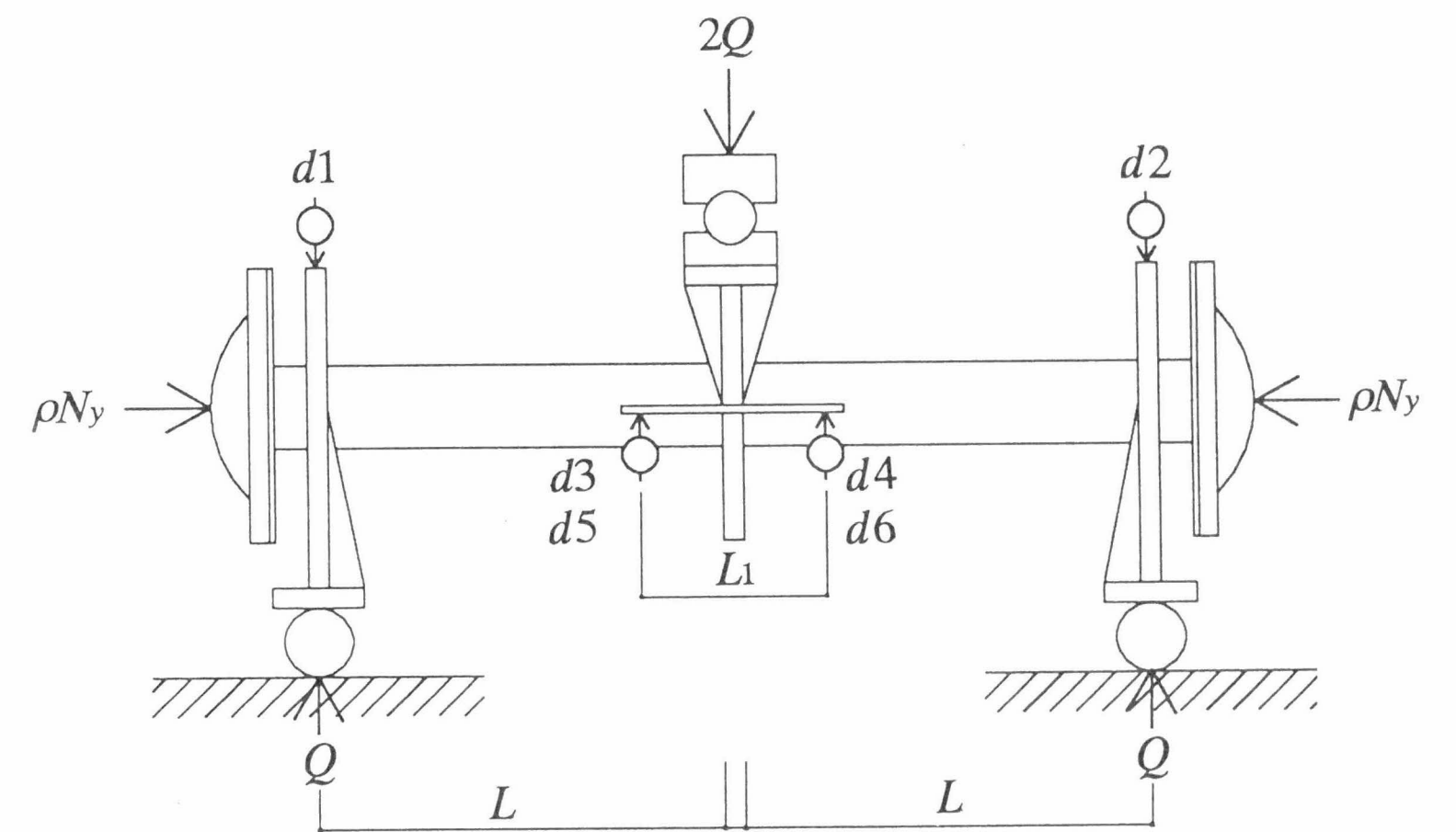


図-3.32 試験体と変位計の位置

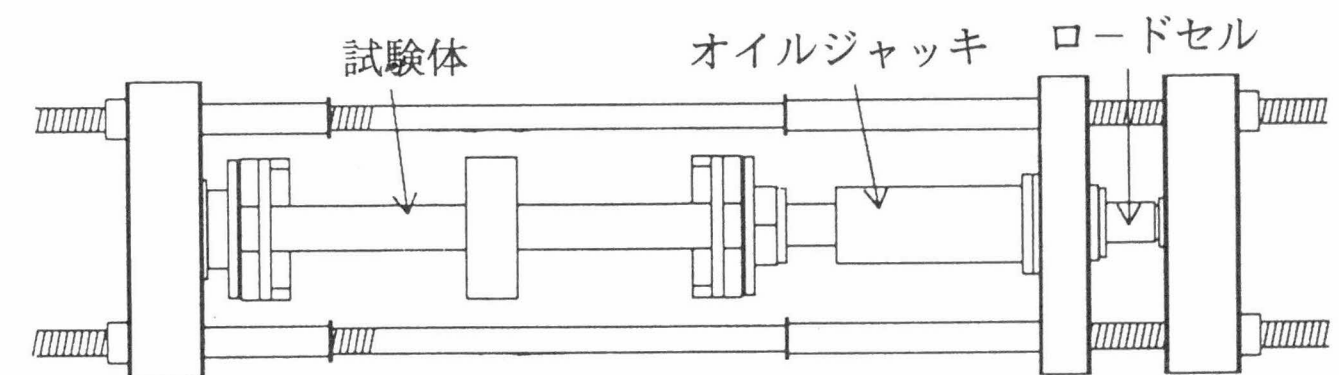


図-3.33 軸力装置

3) 実験結果

試験体及び実験結果一覧を表-3.10 (SUS304, SUS304N2, STKR400) に示す。試験体名の表示は B C : Beam-Column, S : SUS304, S N : SUS304N2、S R : STKR400、 B/t の順で表す。

ここで M_{pc} : 軸力を考慮した全塑性モーメント (付録 2.2 参照)

δ_{pc} : M_{pc} に対応した弾性変形量 (付録 2.2 参照)

M_u : 最大モーメント

δ_u : 最大モーメントに達したときの変形量

η_e : 塑性変形倍率 $\{(\delta_u - \delta_{pc}) / \delta_{pc}\}$

この場合のモーメントは (3.7) 式 $M = QL + \rho N_y \delta_0$ とする。

実験結果のグラフは M/δ 関係を図-3.34.1 (SUS304)、図-3.34.2 (SUS304N2)、および図-3.34.3 (STKR400) に示す。また、 M/M_{pc} と δ/δ_{pc} の関係を図-3.35.1 (SUS304、SUS304N2) および図-3.35.2 (STKR400) に示す。

この実験で扱った幅厚比の範囲では M/M_{pc} はいずれも 1 以上になっており、幅厚比の小さい試験体 ($B/t=20, 30$) では最大耐力以降の耐力低下が緩やかである。

耐力と変形の無次元化では、本来 $M/M_{pc} = 1$ のとき δ/δ_{pc} も 1 になるべきであるが、実際には δ/δ_{pc} が 1 ~ 2 の範囲でばらついた値となっている。これは δ_{pc} を計算する際のヤング係数の値を、ステンレス鋼では 1970 tf/cm^2 (比例限界値の secant modulus) としているため δ_{pc} が小さく計算されたものと思われる。

SUS304 製と SUS304N2 製で M/M_{pc} を比較すると同じ幅厚比では前者の方が高くなっている。

実験状況を写真-3.5 に示す。また、破壊状況を写真-3.6.1 (SUS304)、写真-3.6.2 (SUS304N2)、写真-3.6.3 (STKR400) に示す。

表-3.10 試験体及び実験結果

試験体名	B (mm)	t (mm)	B/t	L (cm)	M_{pc} (tfcm)	M_u (tfcm)	δ_{pc} (cm)	δ_u (cm)
BC-S-20	60.0	3.0	20.0	28.0	50.3	82.6	0.20	1.45
BC-S-30	90.0	3.0	30.0	43.0	97.9	148.2	0.25	1.07
BC-S-50	150.0	3.0	50.0	73.0	233.4	262.7	0.34	1.05
BC-SN-20	60.5	3.0	20.2	28.0	51.2	82.2	0.20	1.81
BC-SN-30	91.0	3.0	30.3	43.0	119.9	144.8	0.29	1.20
BC-SR-17	100.2	5.6	17.9	47.8	240.7	330.9	0.30	2.70
BC-SR-21	124.7	5.7	21.9	62.5	356.2	481.7	0.37	2.02
BC-SR-22	100.1	4.3	23.3	47.8	218.1	279.8	0.34	1.54
BC-SR-25	100.0	4.2	23.8	50.0	206.7	285.6	0.36	1.61
BC-SR-28	90.1	3.2	28.2	41.7	107.3	121.1	0.23	0.93
BC-SR-30	150.7	4.8	31.4	75.0	462.3	523.8	0.45	1.60
BC-SR-31	100.5	3.1	32.4	47.8	130.7	167.1	0.27	0.87
BC-SR-35	175.7	4.8	36.6	87.5	610.2	549.1	0.50	1.19
BC-SR-39	90.1	2.2	41.0	41.7	78.0	66.6	0.23	0.47
BC-SR-43	100.5	2.2	45.7	47.8	99.6	85.8	0.28	0.45

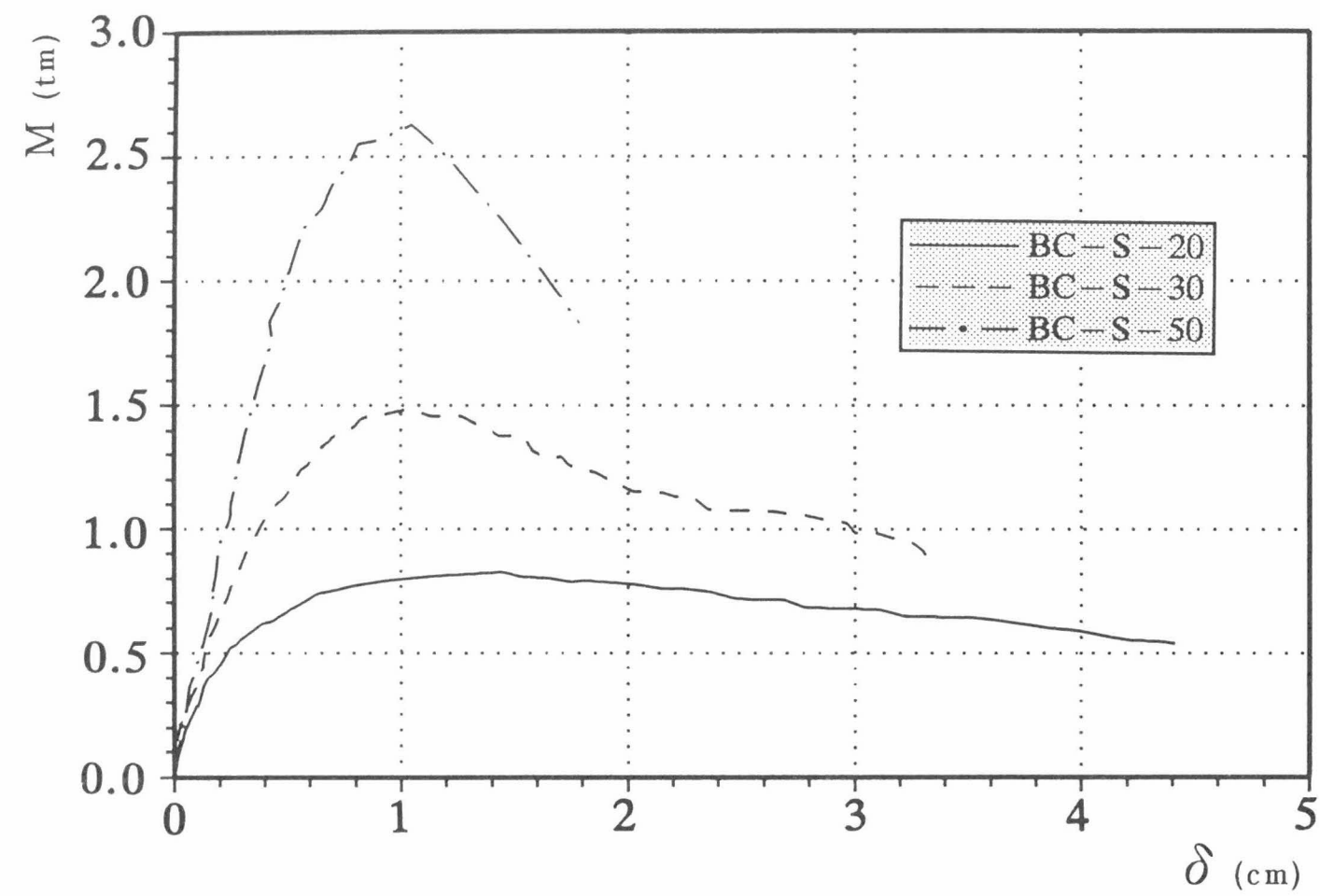


図-3.34.1 $M-\delta$ 関係 (SUS304)

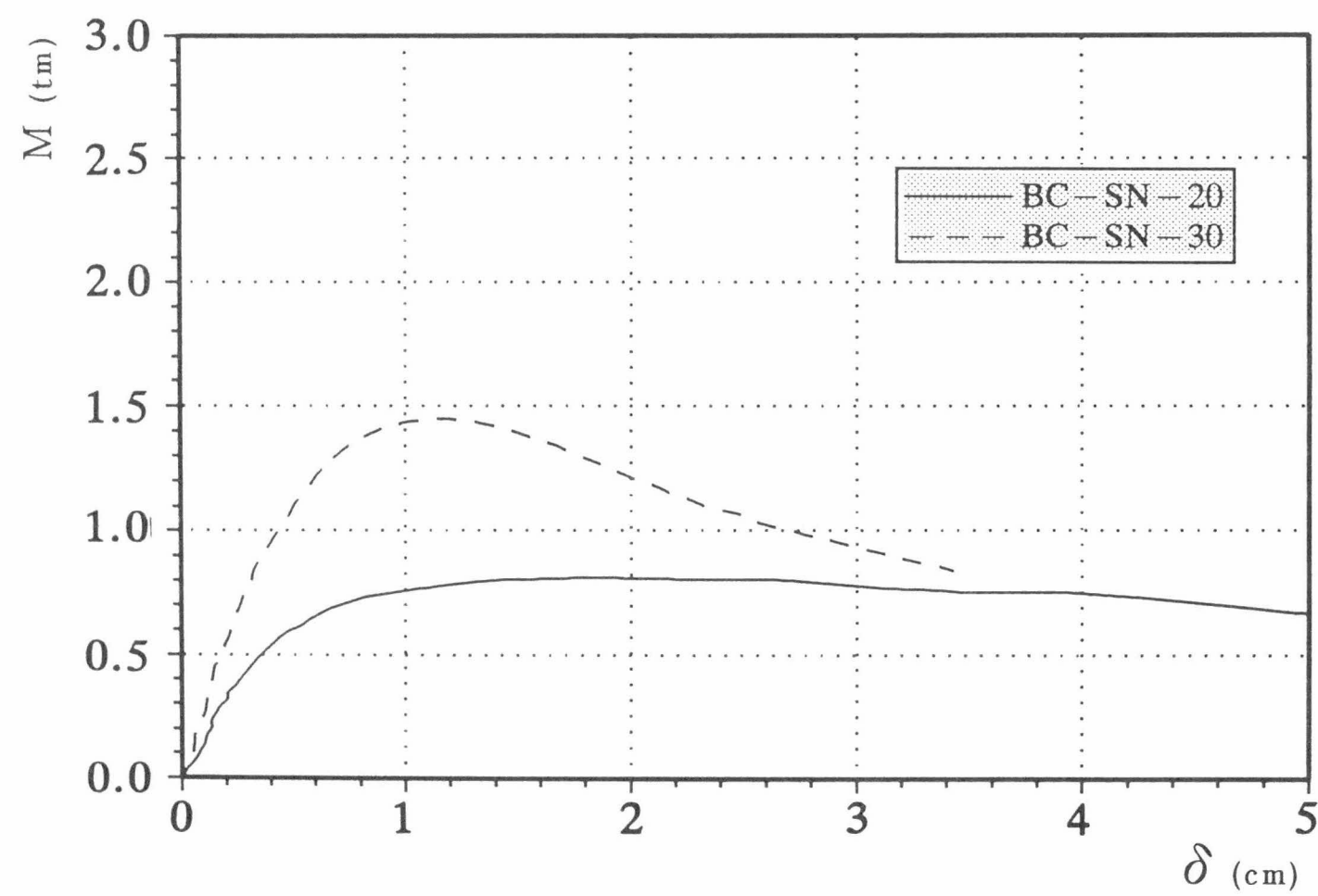


図-3.34.2 $M-\delta$ 関係 (SUS304N2)

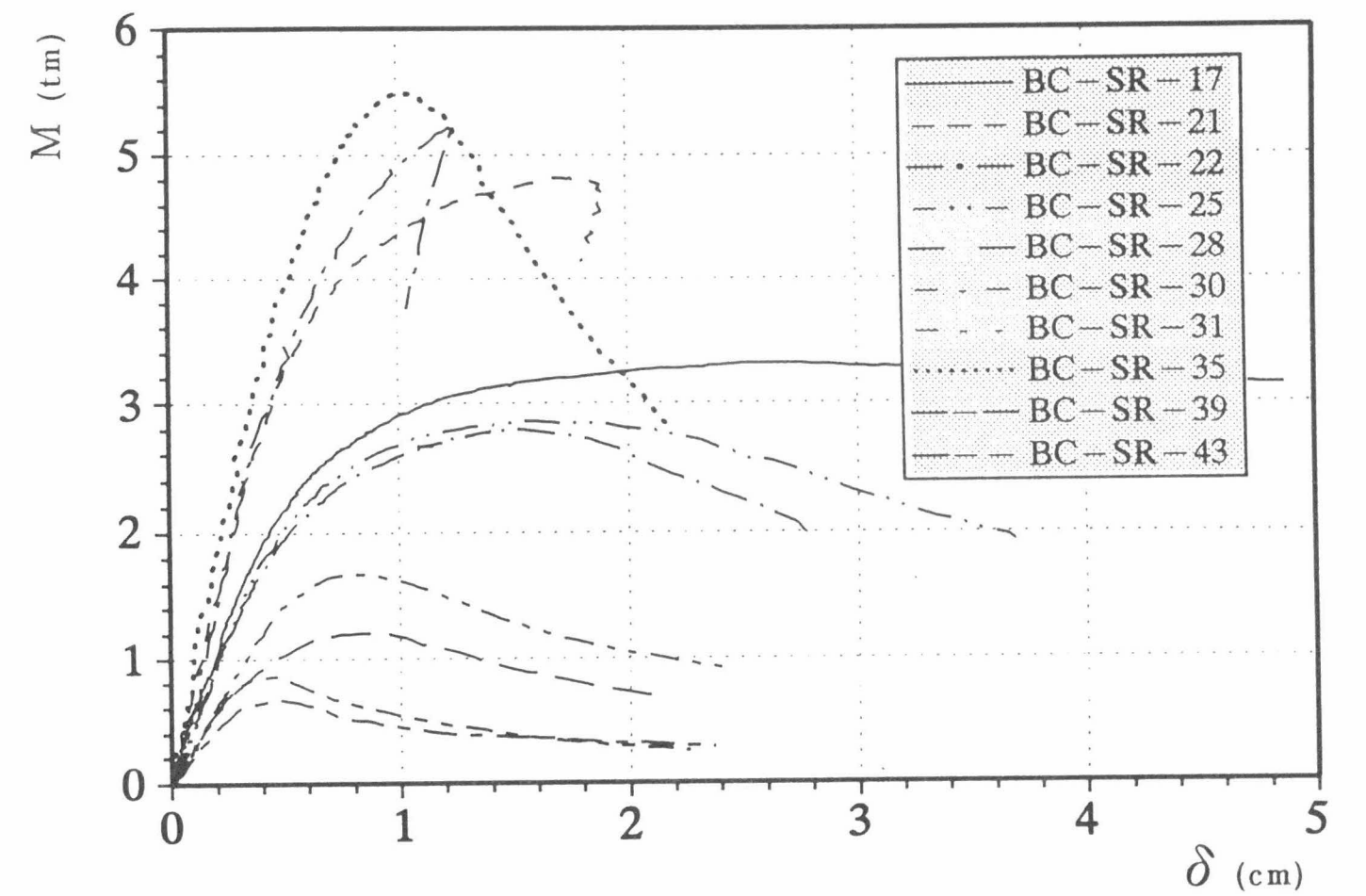


図-3.34.3 $M-\delta$ 関係 (STKR400)

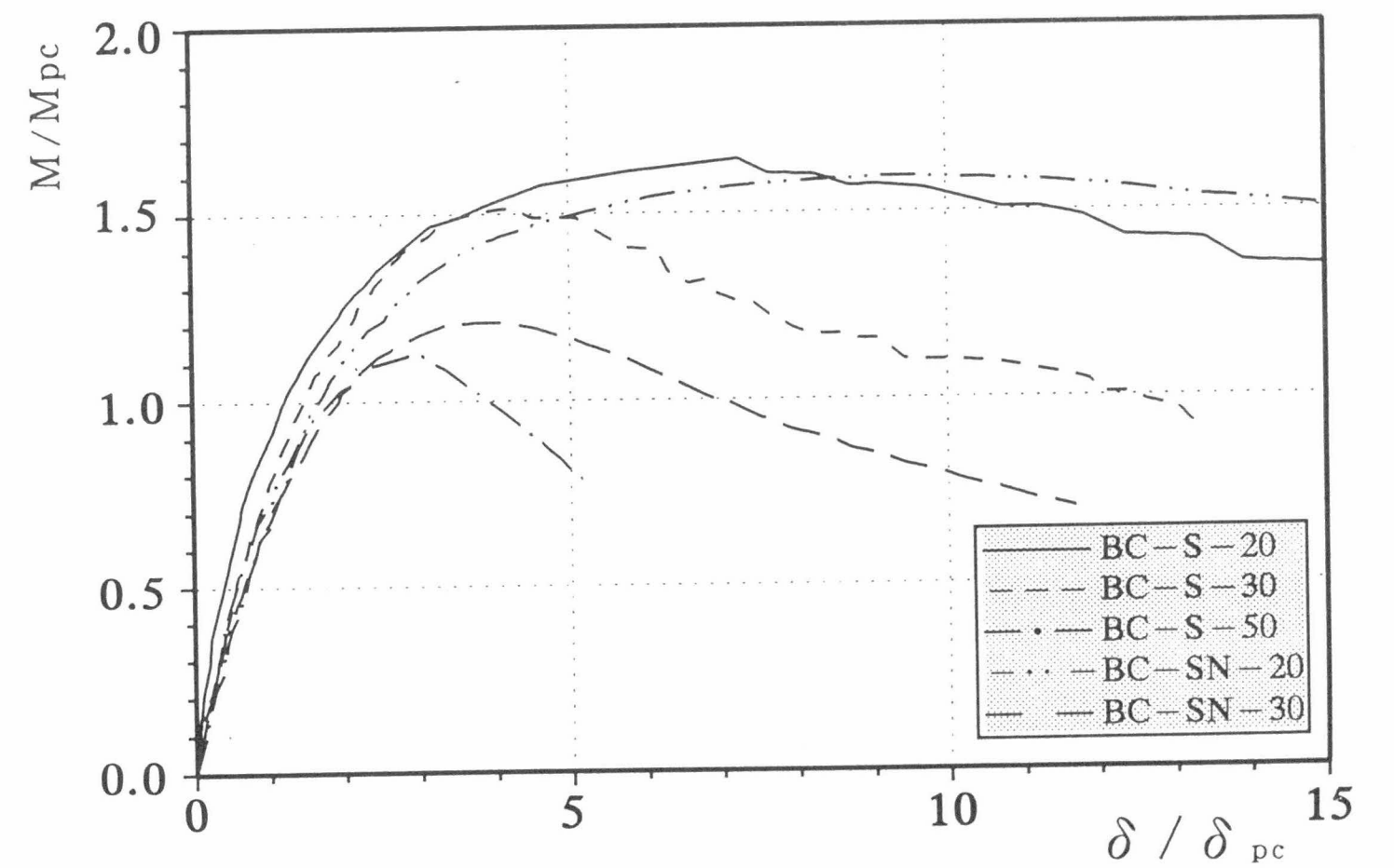


図-3.35.1 $M/M_{pc}-\delta/\delta_{pc}$ 関係 (SUS304, SUS304N2)

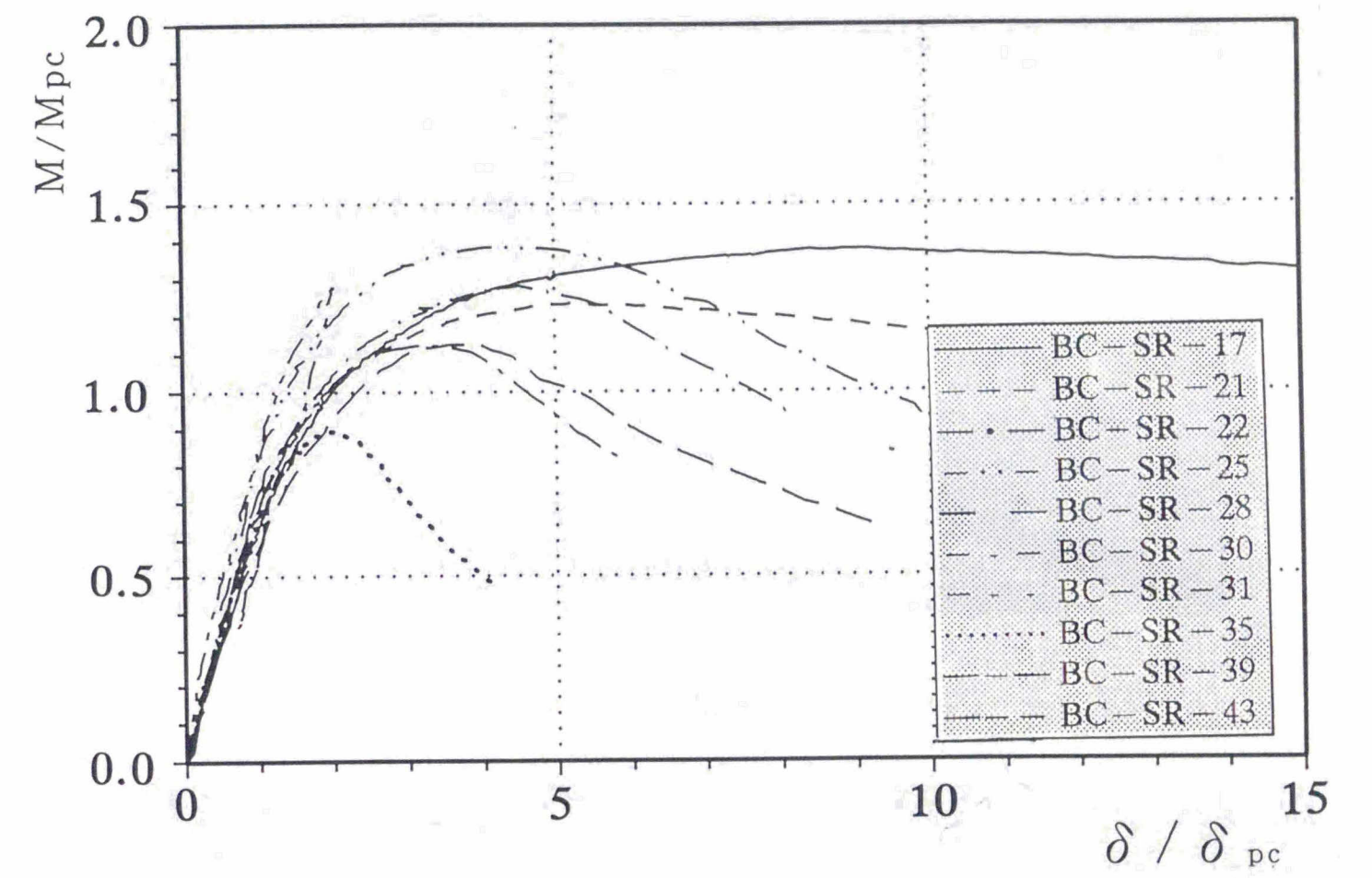


図-3.35.2 $M/M_{pc} - \delta/\delta_{pc}$ 関係 (STKR400)

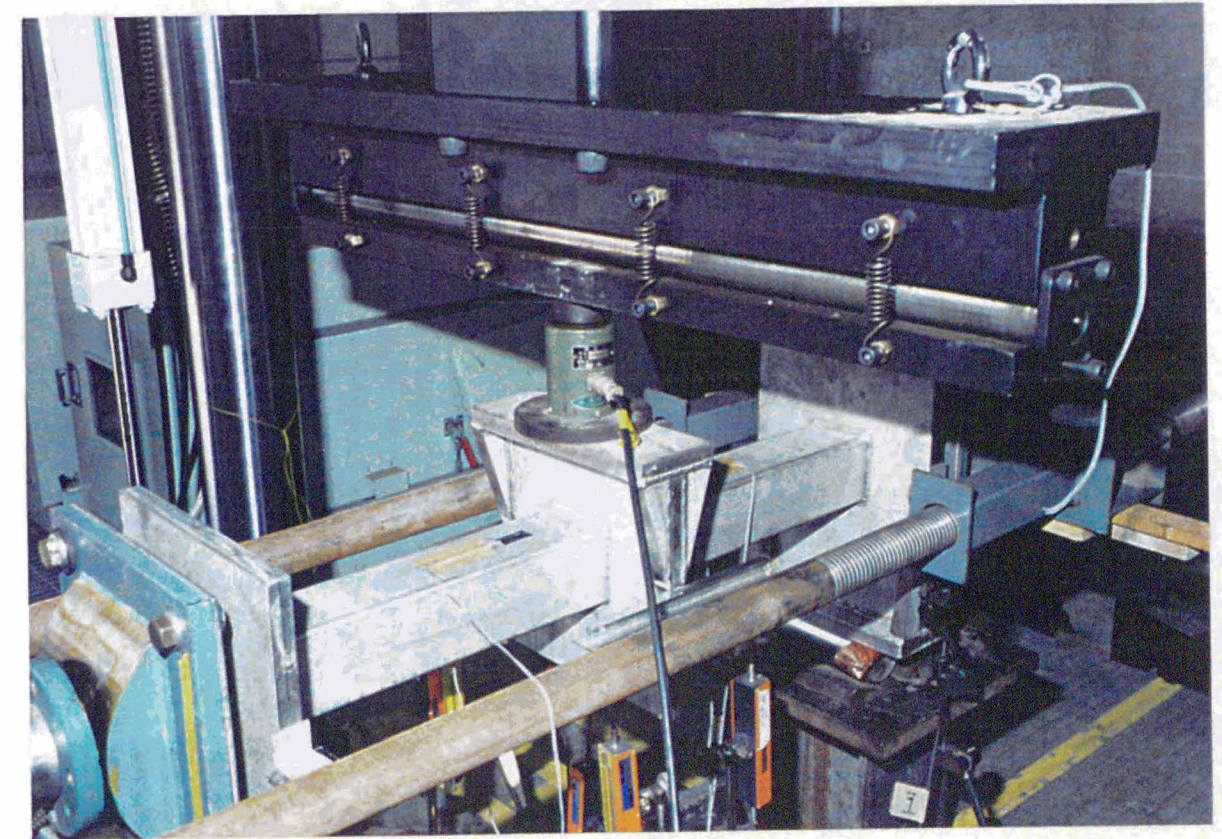


写真-3.5 実験状況

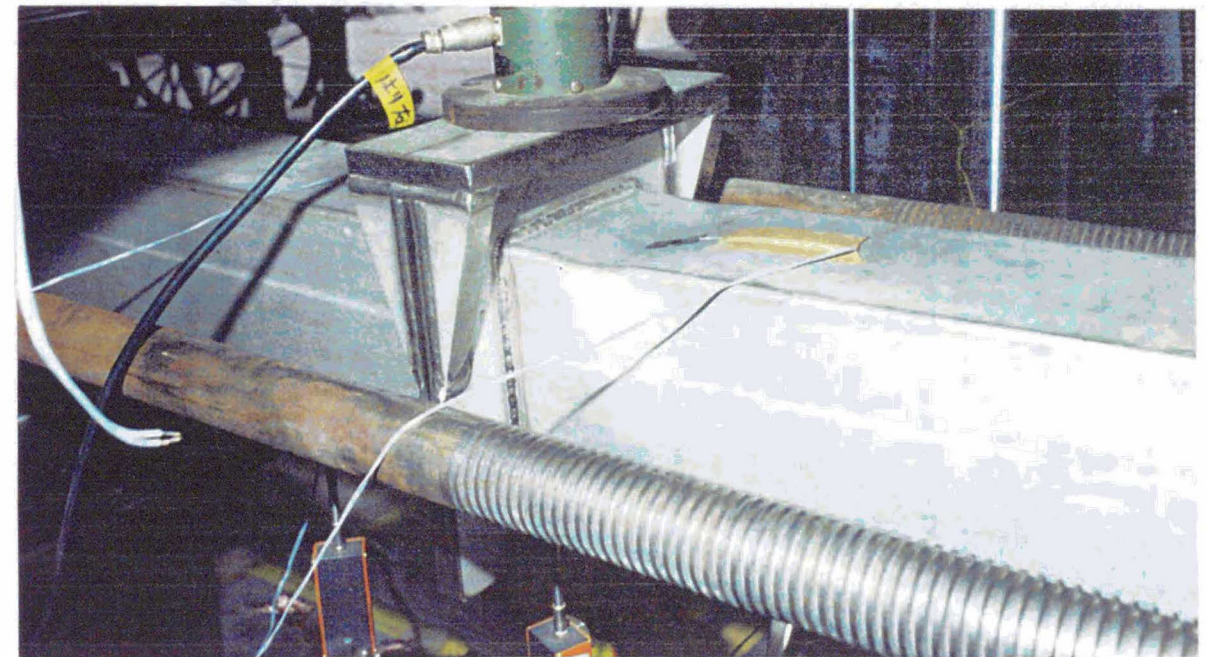


写真 -3.6.1 破壊状況 (SUS304)



写真 -3.6.2 破壊状況 (SUS304N2)

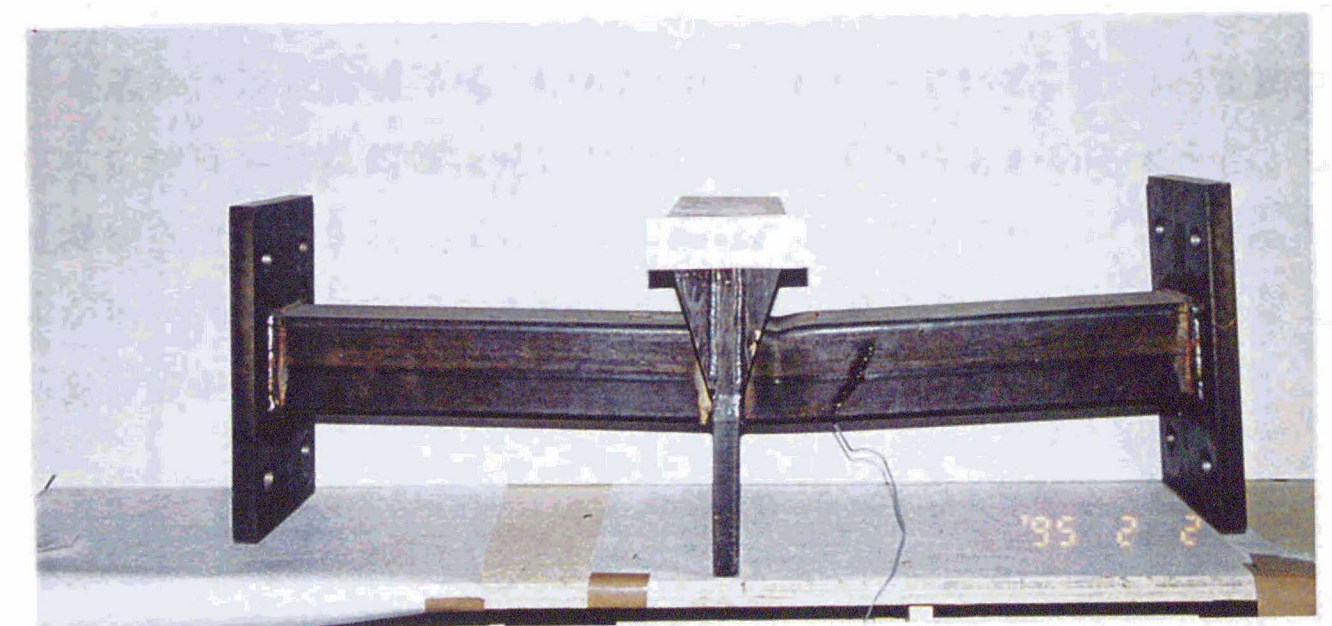


写真 -3.6.3 破壊状況 (STKR400)

3. 4 円形中空断面部材

3. 4. 1 短柱圧縮試験による C_1 , C_2 の決定

円形中空断面部材は軸方向力と曲げモーメントが同時に作用する場合を想定してその最大耐力と変形能力を実験によって確認する。部材はステンレス鋼 SUS 304 製部材と SUS 304 N 2 製部材の 2 種類を扱う。これらは、圧延材をプレス成形しシームを溶接した後固溶化熱処理を施したものである。実験は正方形中空断面部材と同様に、まず短柱圧縮試験を行い径厚比をパラメータとして、応力上昇率との関係式 (2.13) 式を実験的に求める。

1) 素材試験

素材試験は各部材より採取した J I S Z 2 2 0 1 1 2 号試験片で行った。試験片数は径厚比毎 (SUS304 : $D/t=25\sim106$ 、SUS304N2 : $D/t=20\sim55$) に 3 片ずつ採取し、SUS 304 部材では計 27 片、SUS 304 N 2 部材では計 24 片である。

径厚比毎の平均値を表 -3.11 に示す。引張試験によって得られた応力-歪曲線を図 -3.36.1 (SUS304)、図 -3.36.2 (SUS304N2) に示す。試験体名は材質 (SUS304 は C、SUS304N2 は C N) で表す。SUS 304 は歪ゲージのみで測定したため、5 % までの歪みに留まった。しかし、SUS 304 N 2 はのび計により一様伸びまで測定できた。

SUS 304 では固溶化熱処理を施してあるため、ほぼ設計基準強度 F 値 (この場合 $2.4 f/cm^2$) と一致している。しかし、SUS 304 N 2 では F 値 ($3.3 f/cm^2$) を遥かに越えた値 ($\sigma_y=4.16 f/cm^2$) となっている。応力-歪関係では径厚比の変化に伴う明確な関係は見いだせないが、図からもわかるように、SUS 304 では降伏点で約 15 % のばらつきがみられる。また降伏比 (σ_y/σ_{\max}) は SUS 304 が 0.3~0.4 となっているのに対し、SUS 304 N 2 では 0.5 以上になっている。尚、表中の伸びは破断時伸びで一様伸びではない。

表 -3.11 素材試験結果 (SUS304,SUS304N2)

材質	試験片	板厚 (mm)	σ_y tf/cm ²	ϵ_y (%)	σ_{max} tf/cm ²	降伏比	伸び (%)
SUS304	C-25	3.2	2.47	0.22	7.25	0.34	60.2
	C-30	3.0	2.52	0.20	7.38	0.34	61.8
	C-34	3.0	2.18	0.20	7.05	0.31	65.6
	C-38	3.0	2.23	0.21	7.10	0.31	60.6
	C-47	3.0	2.43	0.22	7.48	0.32	63.5
	C-55	2.9	2.57	0.24	7.54	0.34	58.4
	C-72	2.9	2.19	0.23	7.64	0.29	61.1
	C-89	3.1	2.59	0.25	6.49	0.40	64.2
	C-106	3.1	2.42	0.25	6.21	0.36	65.8
	平均	3.0	2.40	0.22	7.12	0.33	62.4
SUS304N2	CN-20	3.1	4.24	0.30	7.90	0.54	47.4
	CN-25	3.1	4.17	0.31	7.83	0.53	45.8
	CN-30	3.1	4.45	0.29	8.21	0.54	47.1
	CN-35	3.1	4.18	0.28	7.98	0.52	47.9
	CN-40	3.1	4.19	0.28	7.75	0.54	47.9
	CN-45	3.1	4.11	0.30	7.71	0.53	50.0
	CN-50	3.2	3.99	0.28	7.68	0.52	49.3
	CN-55	3.1	3.97	0.29	7.84	0.51	52.3
	平均	3.1	4.16	0.29	7.86	0.53	48.5

σ_y : 0.1% offset値(tf/cm²) E=1970 (tf/cm²)

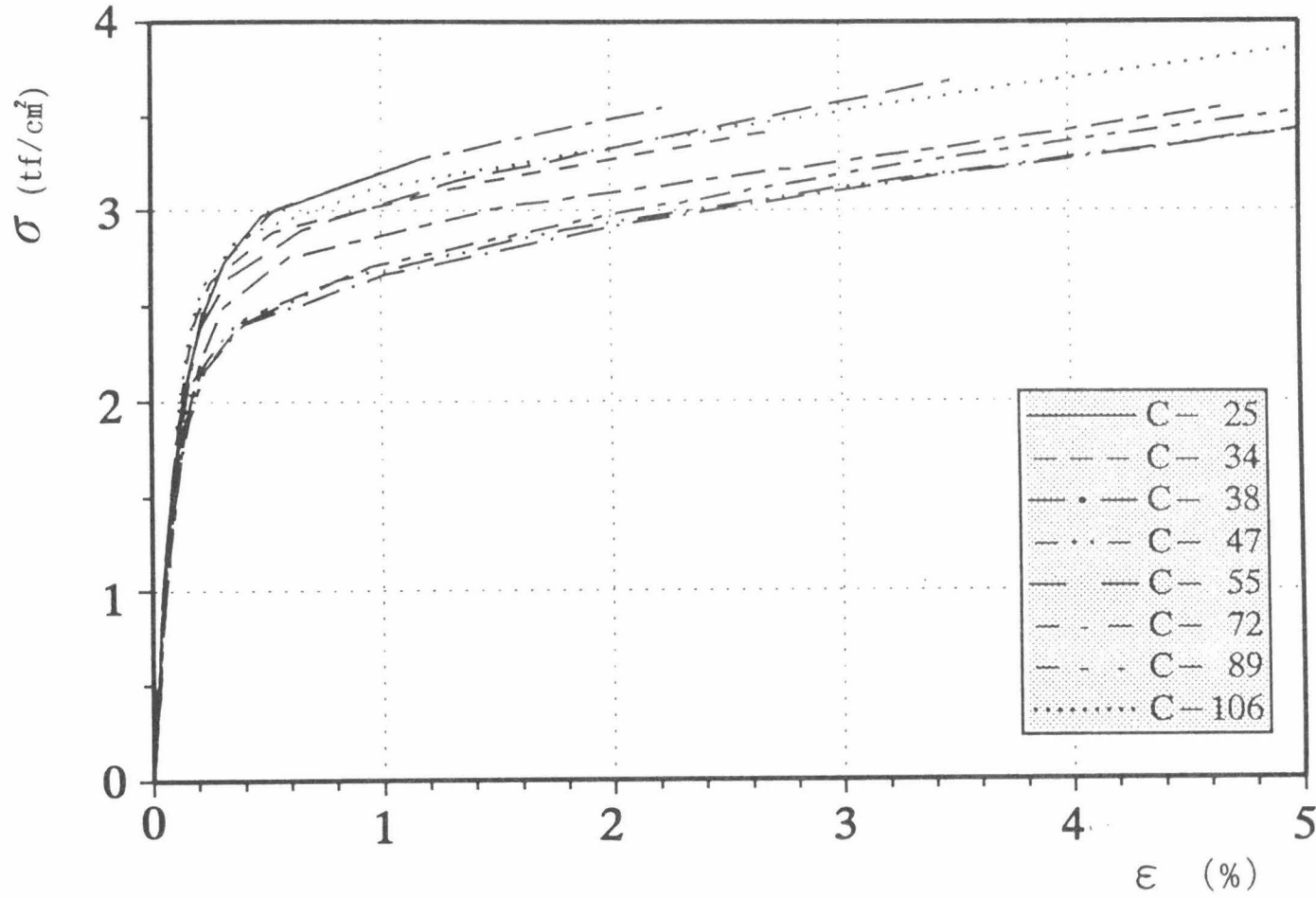


図 -3.36.1 応力－歪関係 (SUS304)

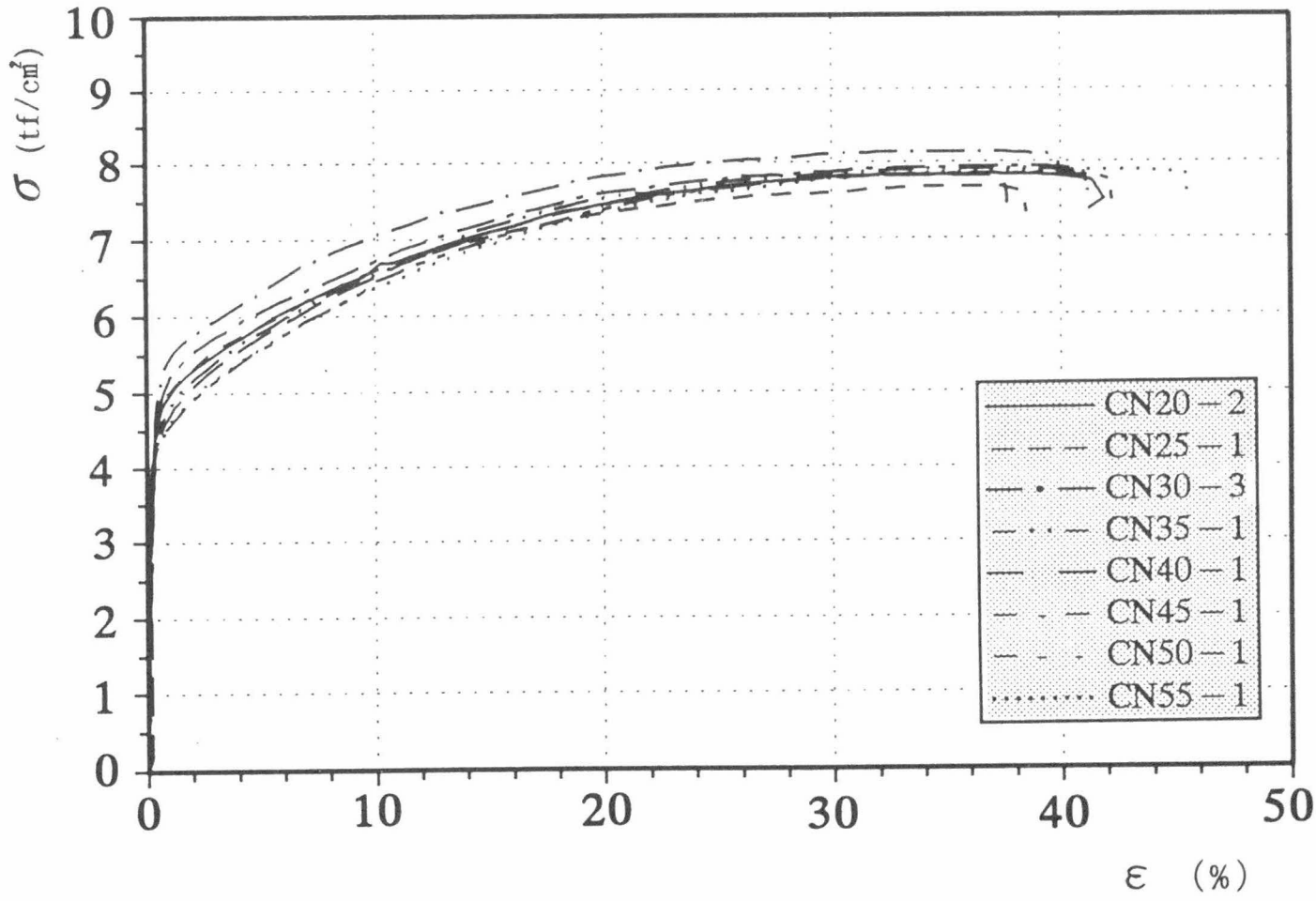


図 -3.36.2 応力－歪関係 (SUS304N2)

2) 試験体

試験体の形状を図-3.37に示す。

種類は径厚比をパラメータとして、

SUS304 : $D/t = 25, 30, 34, 38, 47, 55, 72, 89, 106$

SUS304N2 : $D/t = 20, 25, 30, 35, 40, 45, 50, 55$
である。試験体の長さLはいずれも直径の3倍とした。

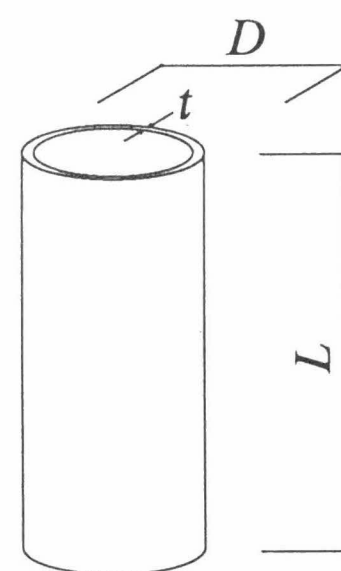


図-3.37 試験体形状

3) 試験方法

試験装置と測定方法は3.3.1 3)の図-3.22に示す通りである。

測定は、圧縮荷重と縮み量を実測し、応力度(σ)と歪度(ε)を求める。

4) 試験結果

試験体及び試験結果を表-3.12 (SUS304)、表-3.13 (SUS304N2)に示す。短柱圧縮試験の応力-歪関係より得られた降伏応力度 $s\sigma_y$ (0.1% offset値)と最大圧縮応力度 σ_u との関係を、応力上昇率 $S = \sigma_u/s\sigma_y$ として表す。

また、座屈パラメータ α (2.2.2:2.12式参照)の値も示す。

実験より得られた短柱の応力-歪関係を図-3.38.1~図-3.38.8 (SUS304)、図-3.39.1~図-3.39.8 (SUS304N2)に示す。

降伏点 $s\sigma_y$ とそれに対応した $s\varepsilon_y$ によって無次元化した $\sigma/s\sigma_y - \varepsilon/s\varepsilon_y$ 関係を全試験体を比較して図-3.40.1 (SUS304)、図-3.40.2 (SUS304N2)に示す。

応力-歪関係のグラフから、径厚比をパラメータとしたときの違いを読み取るこ

とが出来る。径厚比が小さくなるほど最大応力度と歪度が大きくなる傾向は示しているものの、正方形中空断面部材ほど明確な対応は示しておらず、破壊モードの影響を大きく受けている。径厚比の変化に対する最大応力の変化は比較的少ないが、変形能力(最大応力度に対応する歪度)は径厚比に大きく依存している。

SUS304では径厚比の範囲が広いにもかかわらず $\sigma_u/s\sigma_y$ が1以上となっており、SUS304N2より応力上昇率が高い。変形能力は両者にそれほど差異はみられない。

各試験体の破壊モードは表-3.13と表-3.14に示したように径厚比との密接な関係はみられない。しかし前述のように不伸張型モード(三角形, 四角形)は伸張型モード(円形)に比べて最大応力度が低下する傾向がある。その状況を写真-3.7.1 (SUS304)、写真-3.7.2 (SUS304N2)に示す。

応力上昇率の逆数 $1/S$ と座屈パラメータの逆数 $1/\alpha$ との関係をプロットすると図-3.41.1 (SUS304)、図-3.41.2 (SUS304N2)になりこれらはほぼ直線関係になる。これを直線回帰すると次式を得る。

SUS304:

$$\frac{1}{S} = 0.3268 + 6.6691 \frac{1}{\alpha} \quad (3.11)$$

(標準偏差 $S=0.01444$)

SUS304N2:

$$\frac{1}{S} = 0.3928 + 4.5355 \frac{1}{\alpha} \quad (3.12)$$

(標準偏差 $S=0.02074$)

また、文献6)の実験式を引用し(3.13)式に示す。

STK400:

$$\frac{1}{S} = 0.777 + 1.1819 \frac{1}{\alpha} \quad (3.13)$$

これらの式より S と $1/\alpha$ の関係をグラフに表し、SUS304製、SUS304N2製及びSTK400材の比較を図-3.42に示す。また $S_e - S_f$ 関係を図-3.43に、 S と径厚比 D/t との関係を図-3.44に示す。

応力上昇率 S が1.0以上になる範囲は、座屈パラメータの逆 $1/\alpha\} = (\sigma_y/E) \cdot (D/t)\}$ がSUS304では約0.10、SUS304N2では約0.13となっている(図-3.41.1~2参照)。図-3.42からステンレス鋼と炭素鋼の応力上昇率の違いが明確に表れている。つまり、3.12式より求めた炭素鋼の応力上昇率は1.3にも満たないのに対してステンレス鋼は2.0程度まで実験で確認されている。この関係は図-3.44の $S-D/t$ 関係で更にその違いが確認できる。また、同図から同じ径厚比に対する応力上昇率はSUS304がSUS304N2を上回っていることが確認できた。

表-3.12 試験体及び結果一覧 (SUS304)

試験体名	L (mm)	t (mm)	D (mm)	D/t	$s \sigma_y$ tf/cm ²	σ_u tf/cm ²	S	$\frac{1}{S}$	$\frac{1}{\alpha}$	破壊 モード
C-25	230	3.0	77.2	25.7	2.44	4.83	1.98	0.50	0.032	伸 張
C-34	300	3.0	102.1	34.0	2.09	3.51	1.68	0.60	0.038	三角形
C-38	350	3.0	114.6	38.2	2.12	3.29	1.55	0.65	0.043	楕円形
C-47	420	3.0	140.2	46.7	2.53	3.48	1.38	0.73	0.058	伸 張
C-55	500	3.0	165.2	55.1	2.59	3.29	1.27	0.79	0.072	伸 張
C-72	650	3.0	214.2	71.4	2.04	2.39	1.17	0.86	0.079	正方形
C-89	800	3.1	267.7	86.5	2.42	2.89	1.19	0.84	0.113	伸 張
C-106	950	3.0	319.0	106.3	2.12	2.49	1.17	0.86	0.131	伸 張

表-3.13 試験体及び結果一覧 (SUS304N2)

試験体名	L (mm)	t (mm)	D (mm)	D/t	$s \sigma_y$ tf/cm ²	σ_u tf/cm ²	S	$\frac{1}{S}$	$\frac{1}{\alpha}$	破壊 モード
CN-20	180	3.1	60.8	19.6	3.57	6.41	1.80	0.56	0.042	楕円形
CN-25	225	3.1	76.4	24.7	3.93	6.12	1.56	0.64	0.052	楕円形
CN-30	270	3.1	90.0	28.7	3.78	5.75	1.52	0.66	0.065	三角形
CN-35	315	3.1	106.4	34.1	3.98	5.24	1.32	0.76	0.072	伸 張
CN-40	361	3.1	121.2	39.0	4.24	4.98	1.17	0.86	0.083	三角形
CN-45	405	3.2	135.5	42.9	3.59	5.10	1.42	0.70	0.089	三角形
CN-50	450	3.2	152.6	48.1	3.97	4.66	1.17	0.85	0.097	三角形
CN-55	496	3.1	165.7	53.6	4.04	4.67	1.15	0.87	0.108	三角形

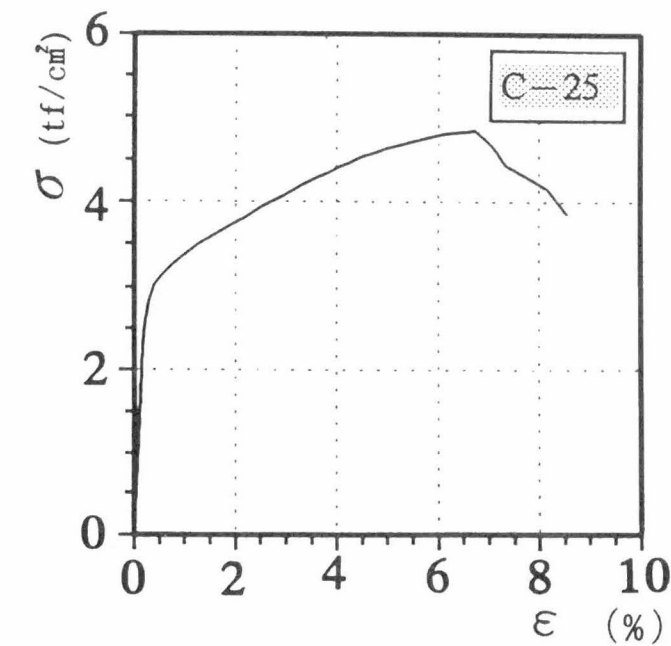


図-3.38.1 $\sigma - \epsilon$ 関係 (C-25)

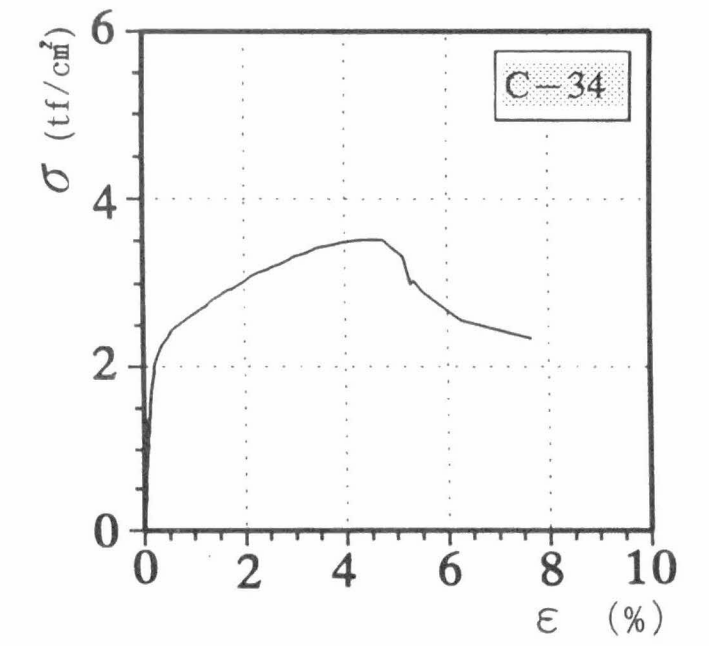


図-3.38.2 $\sigma - \epsilon$ 関係 (C-34)

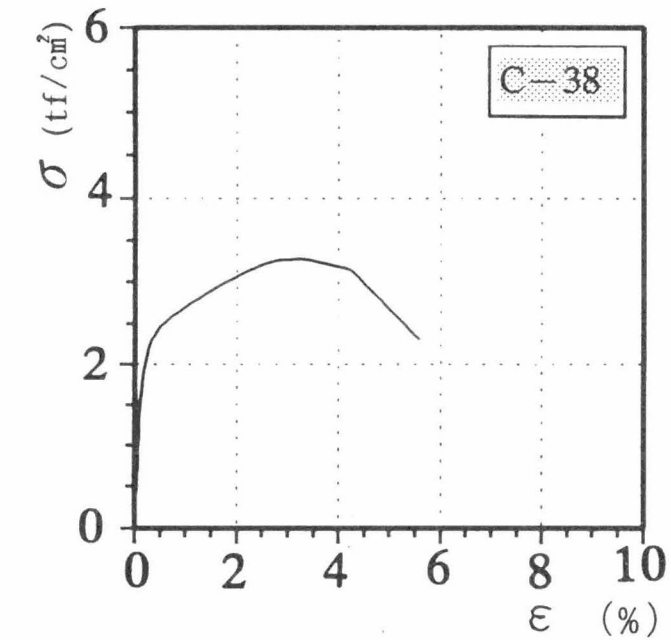


図-3.38.3 $\sigma - \epsilon$ 関係 (C-38)

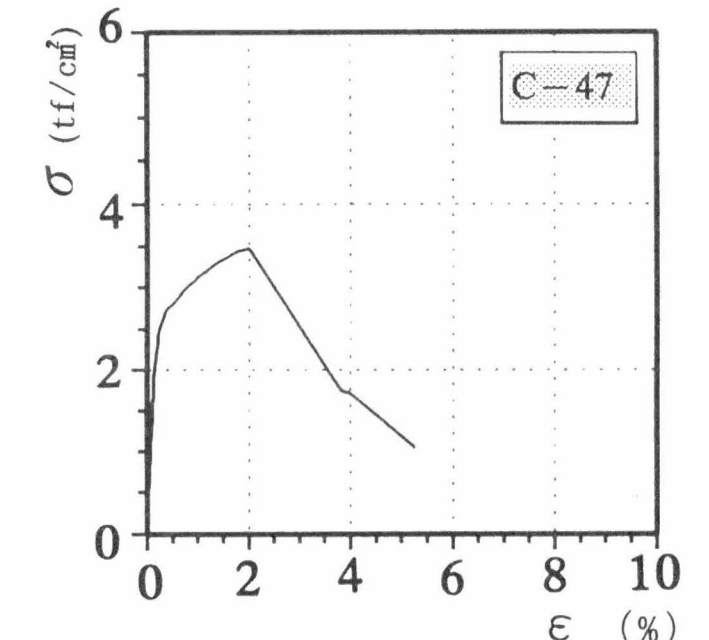


図-3.38.4 $\sigma - \epsilon$ 関係 (C-47)

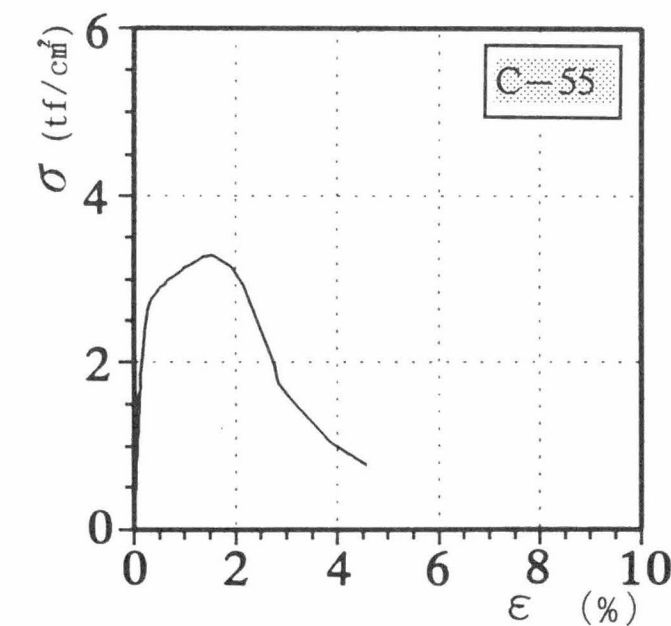


図-3.38.5 $\sigma - \epsilon$ 関係 (C-55)

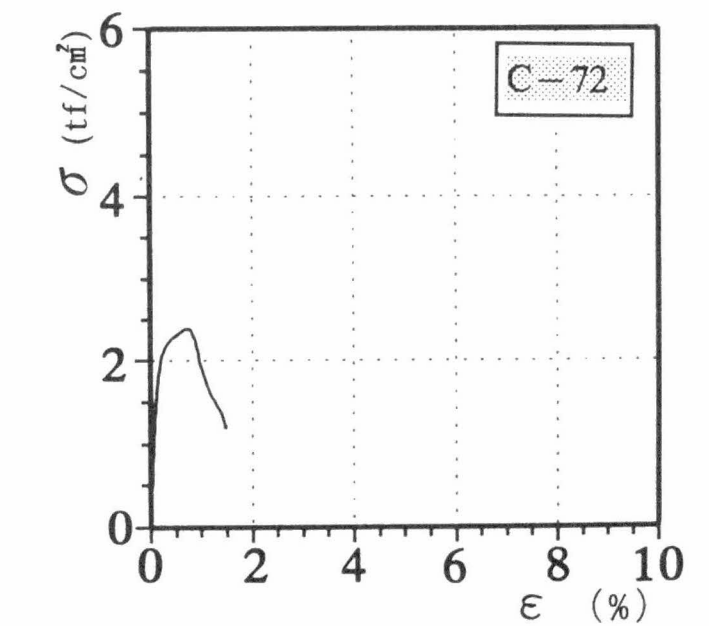


図-3.38.6 $\sigma - \epsilon$ 関係 (C-72)

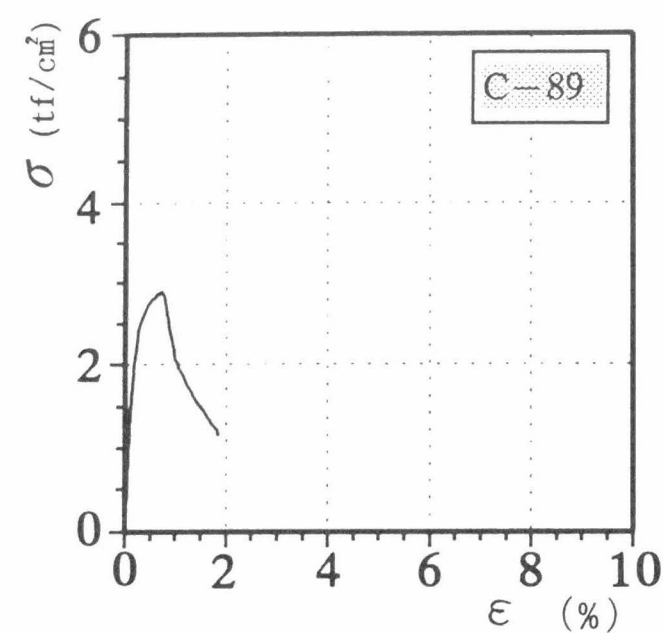


図-3.38.7 $\sigma - \epsilon$ 関係 (C-89)

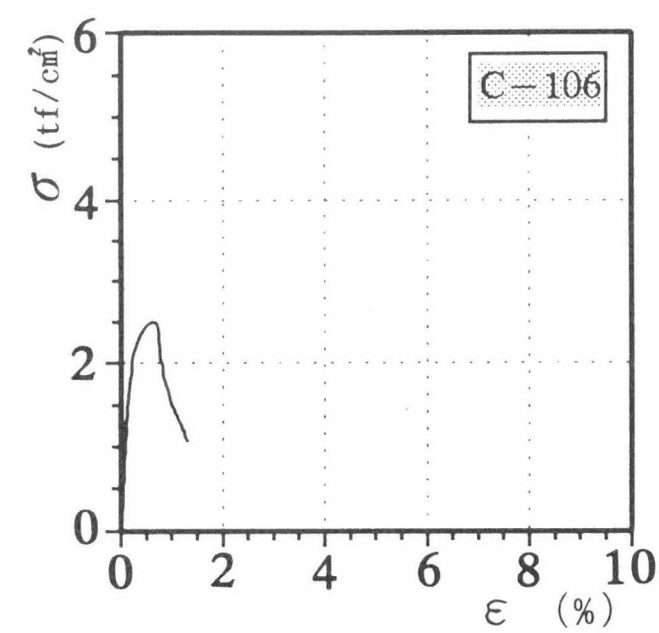


図-3.38.8 $\sigma - \epsilon$ 関係 (C-106)

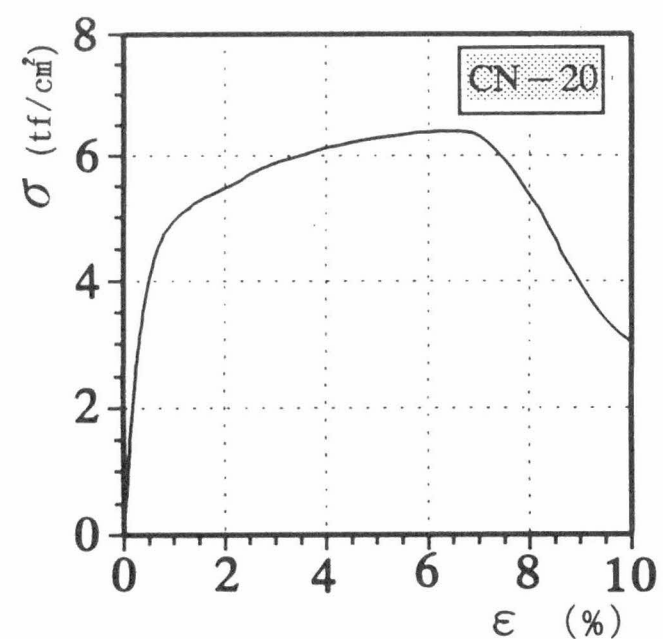


図-3.39.1 $\sigma - \epsilon$ 関係 (CN-20)

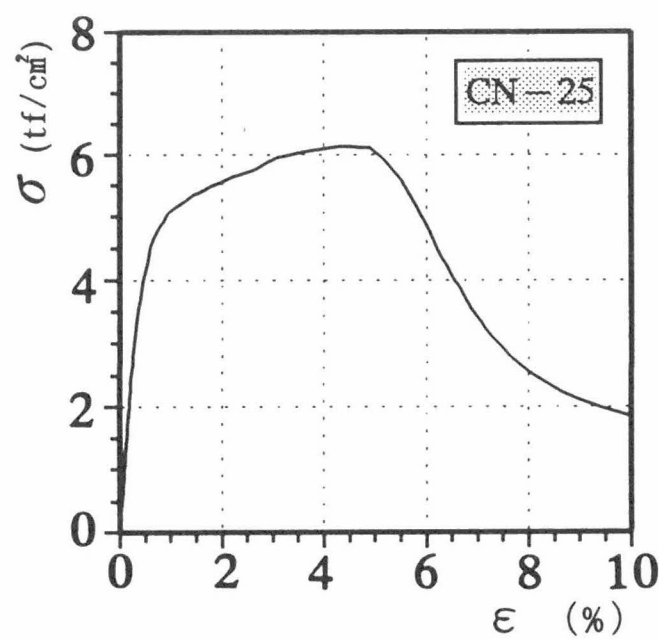


図-3.39.2 $\sigma - \epsilon$ 関係 (CN-25)

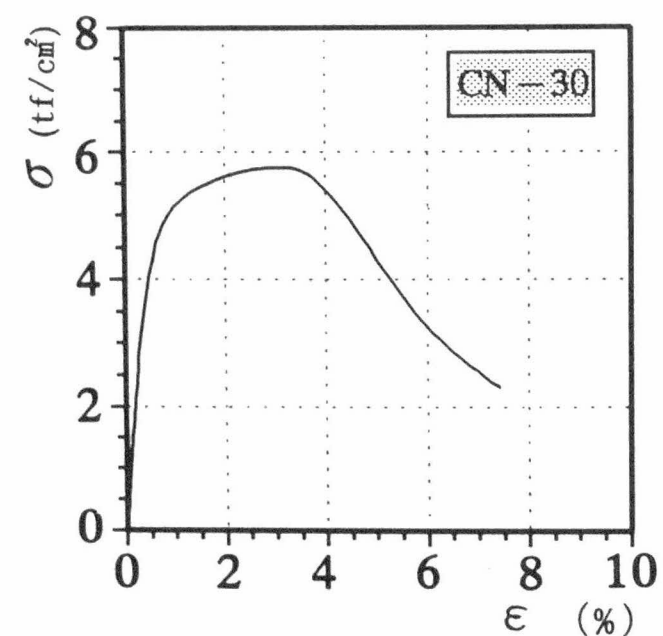


図-3.39.3 $\sigma - \epsilon$ 関係 (CN-30)

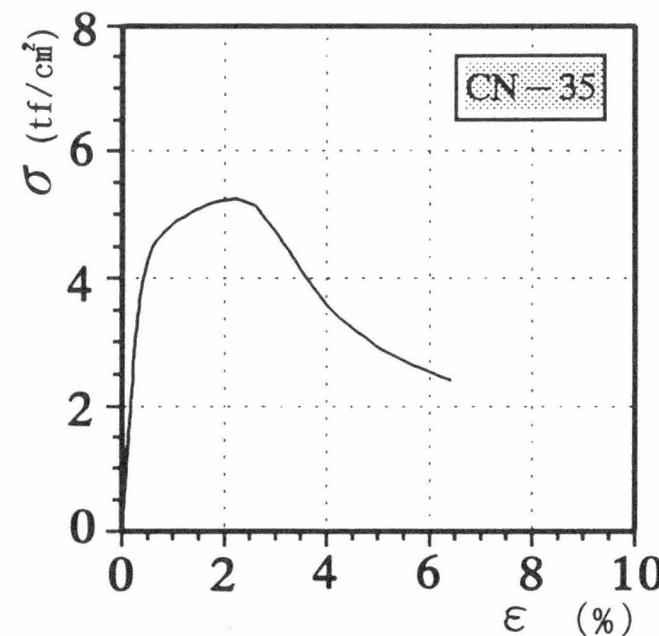


図-3.39.4 $\sigma - \epsilon$ 関係 (CN-35)

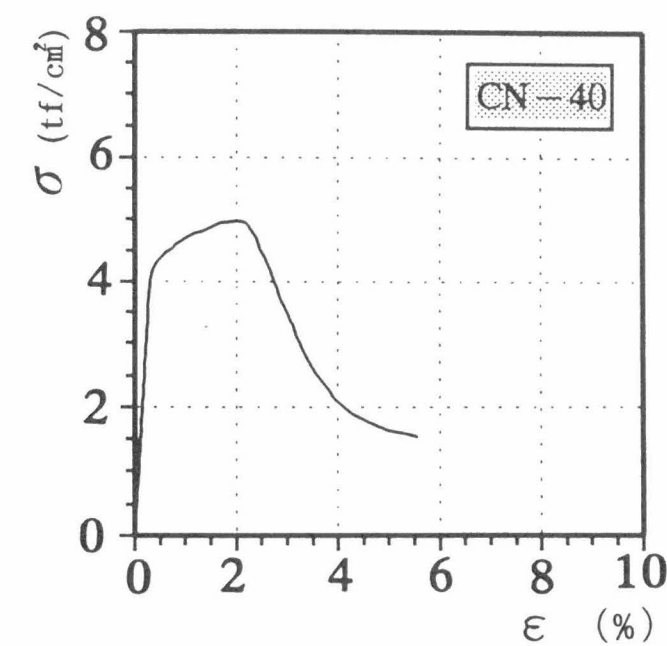


図-3.39.5 $\sigma - \epsilon$ 関係 (CN-40)

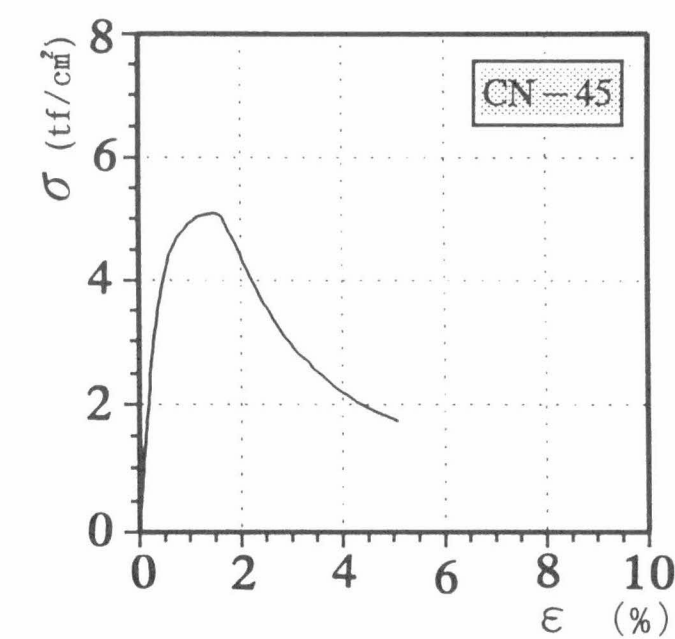


図-3.39.6 $\sigma - \epsilon$ 関係 (CN-45)

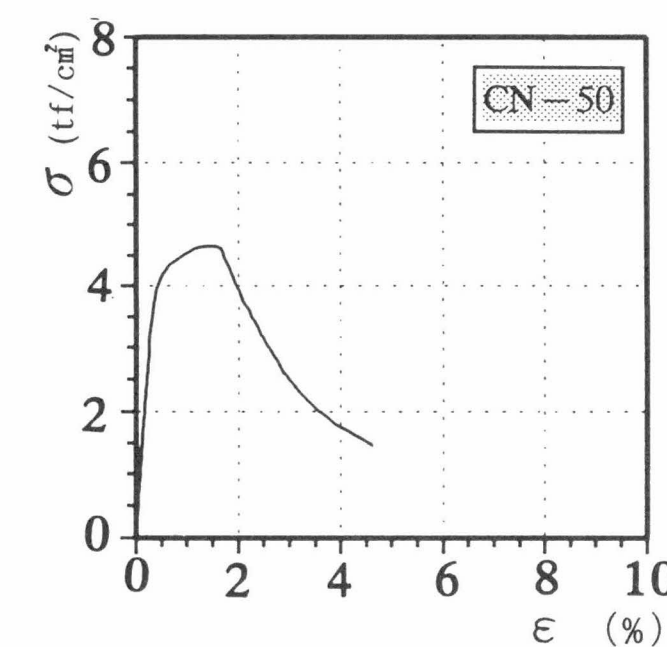


図-3.39.7 $\sigma - \epsilon$ 関係 (CN-50)

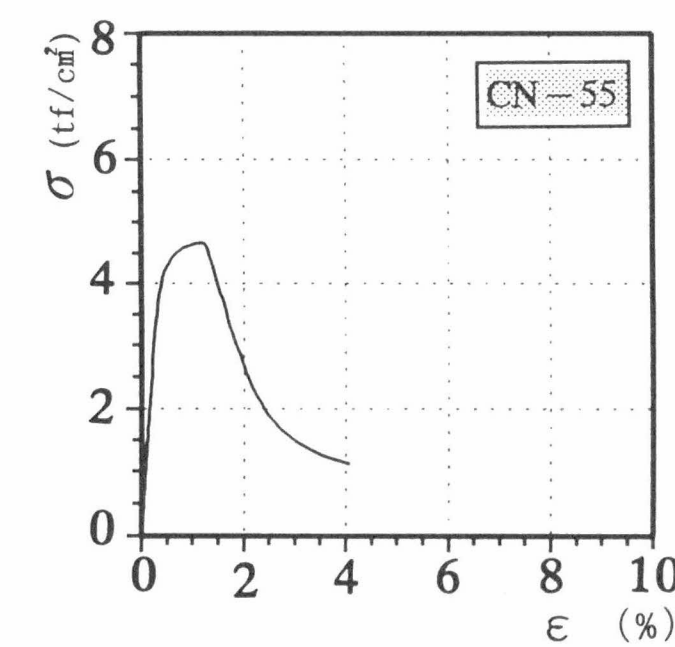


図-3.39.8 $\sigma - \epsilon$ 関係 (CN-55)

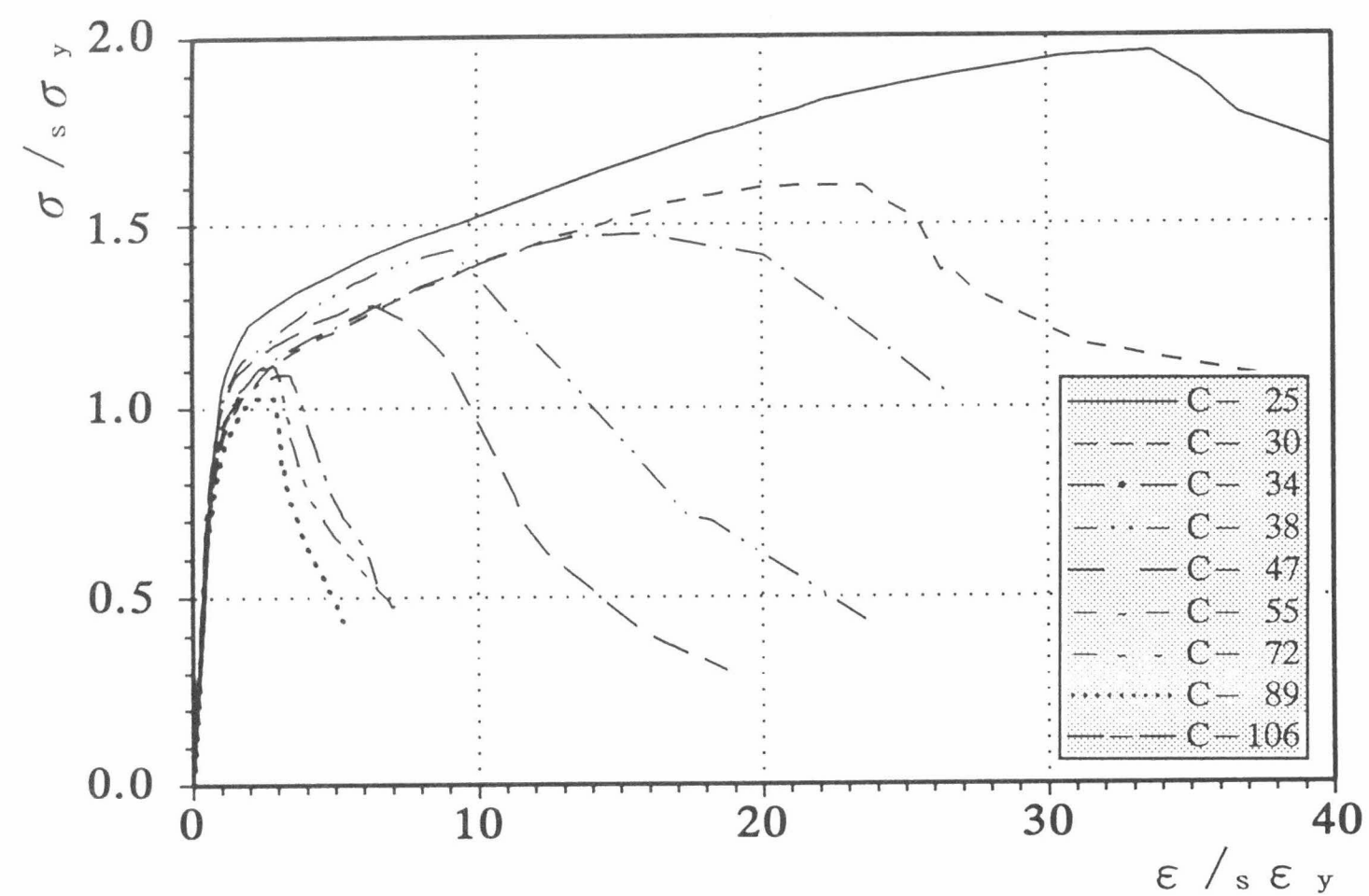


図-3.40.1 $\sigma/\sigma_y - \epsilon/\epsilon_y$ 関係 (SUS304)

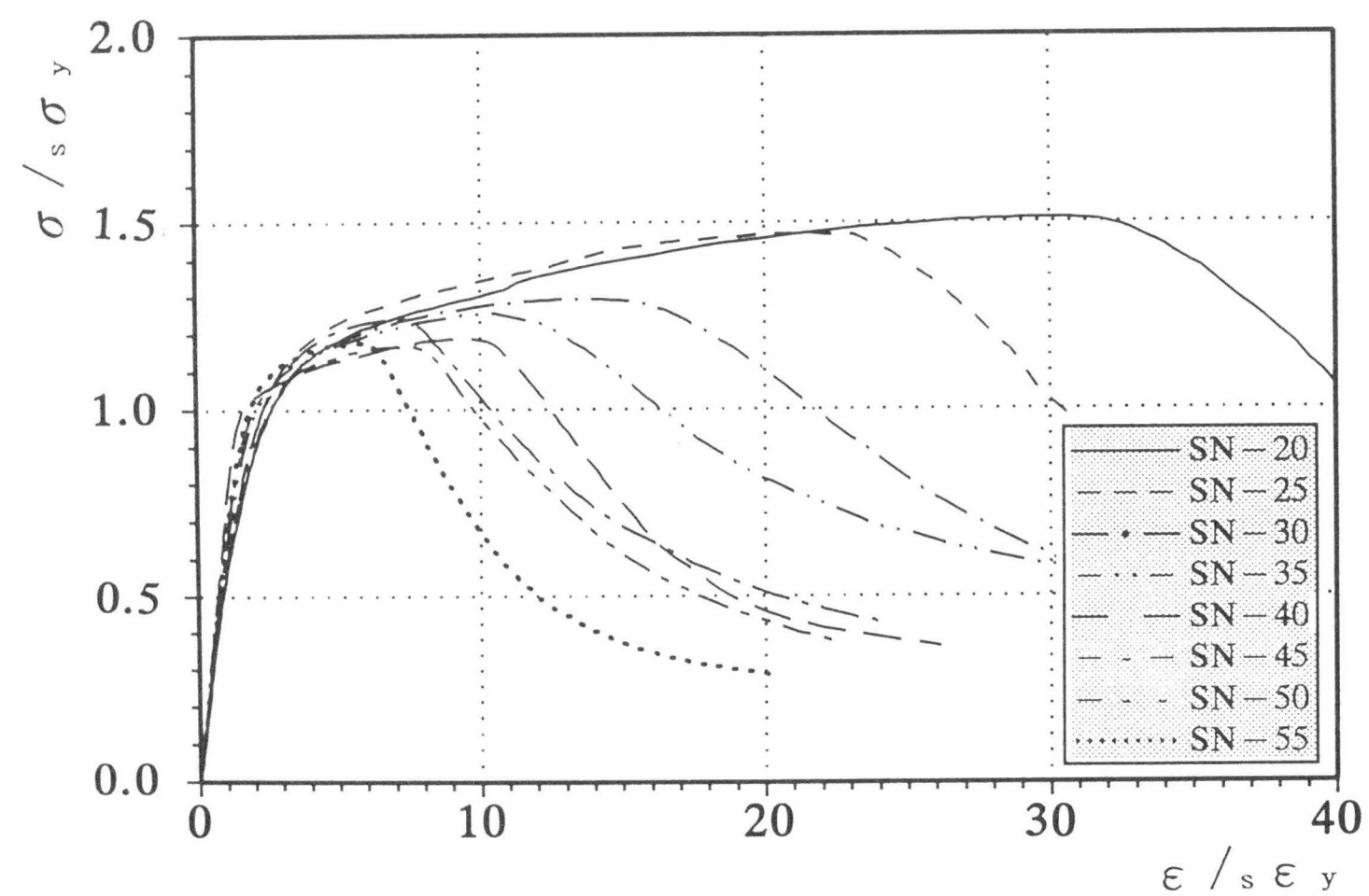


図-3.40.2 $\sigma/\sigma_y - \epsilon/\epsilon_y$ 関係 (SUS304N2)

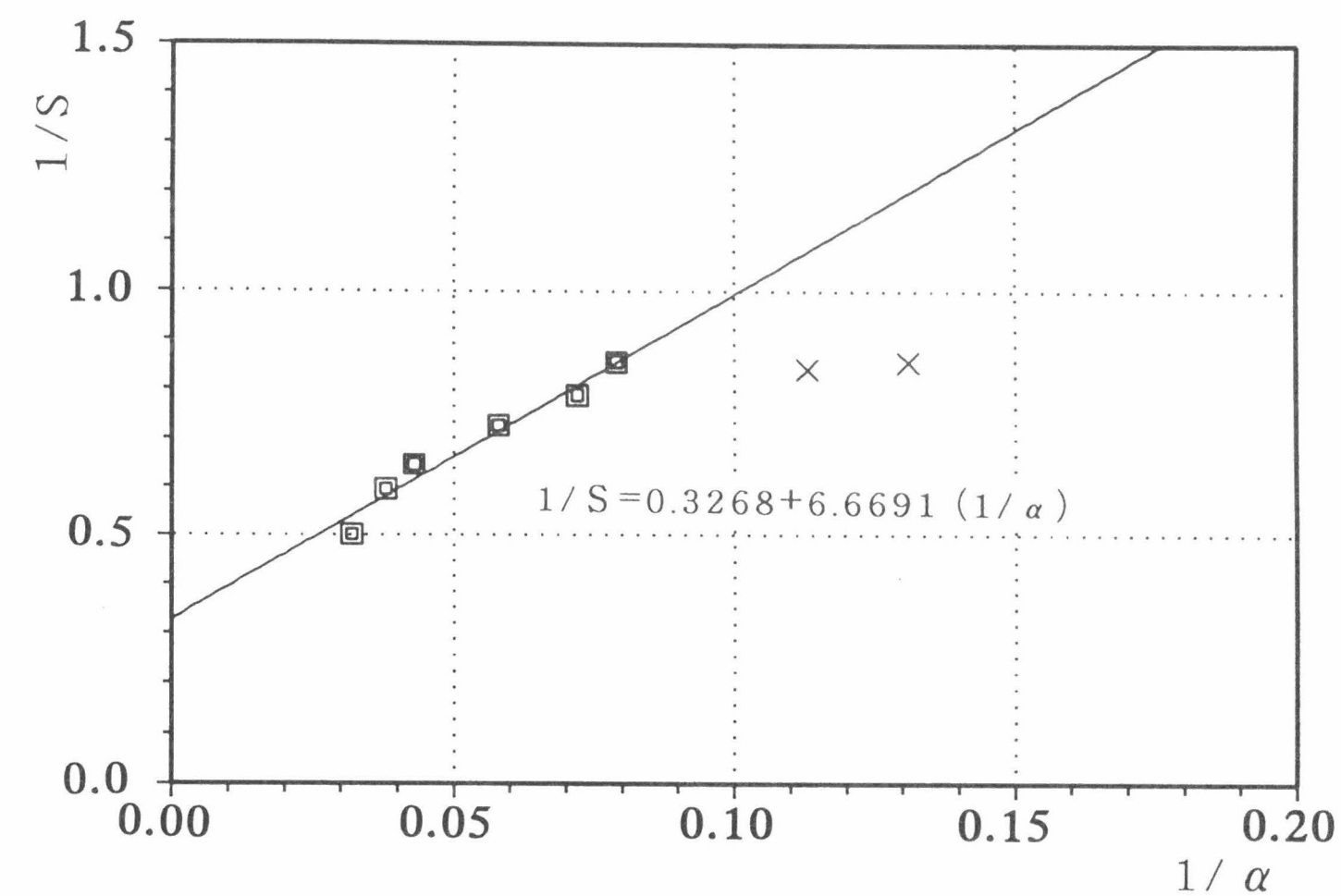


図-3.41.1 $1/S - 1/\alpha$ 関係 (SUS304)

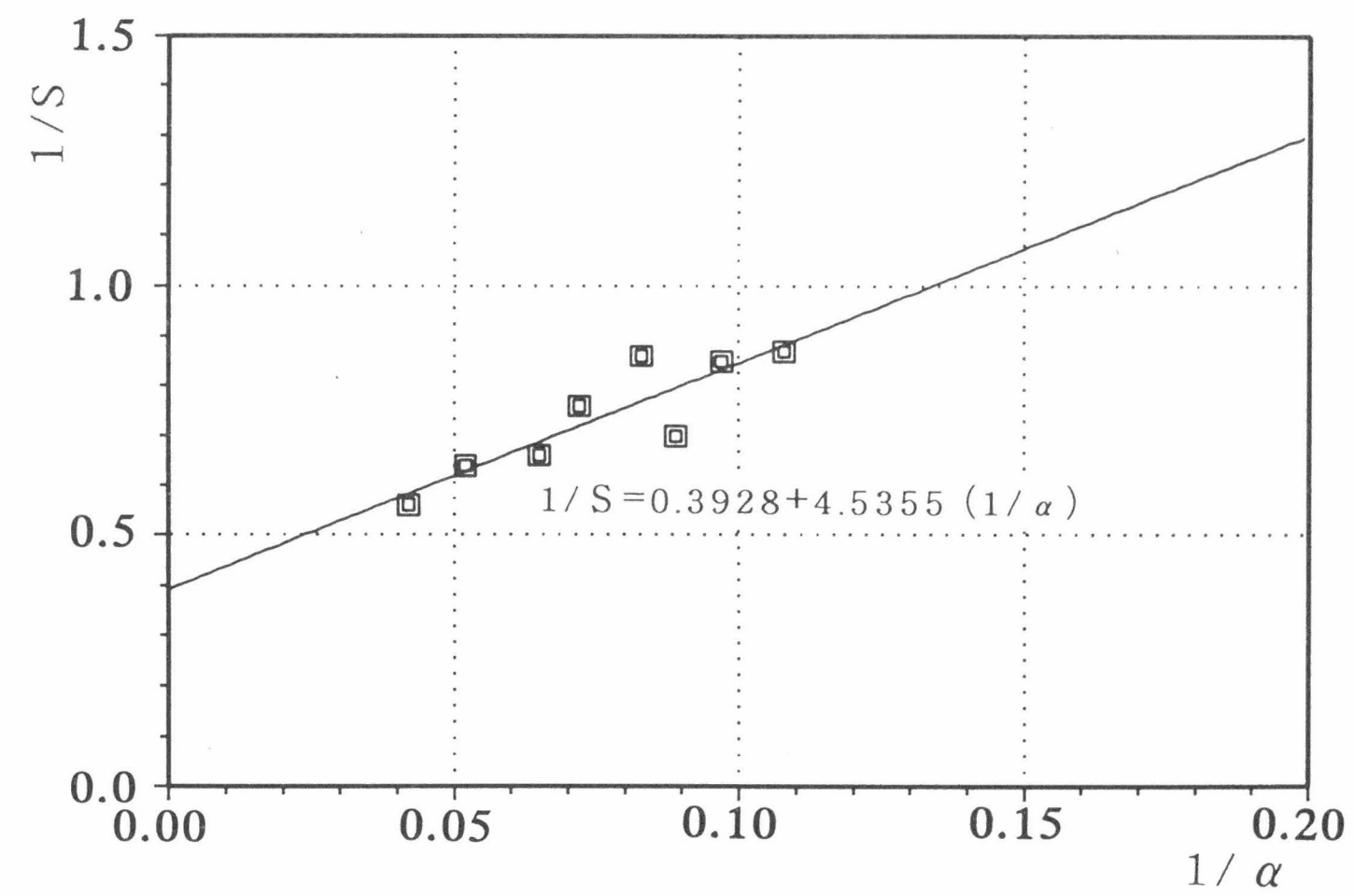


図-3.41.2 $1/S - 1/\alpha$ 関係 (SUS304N2)

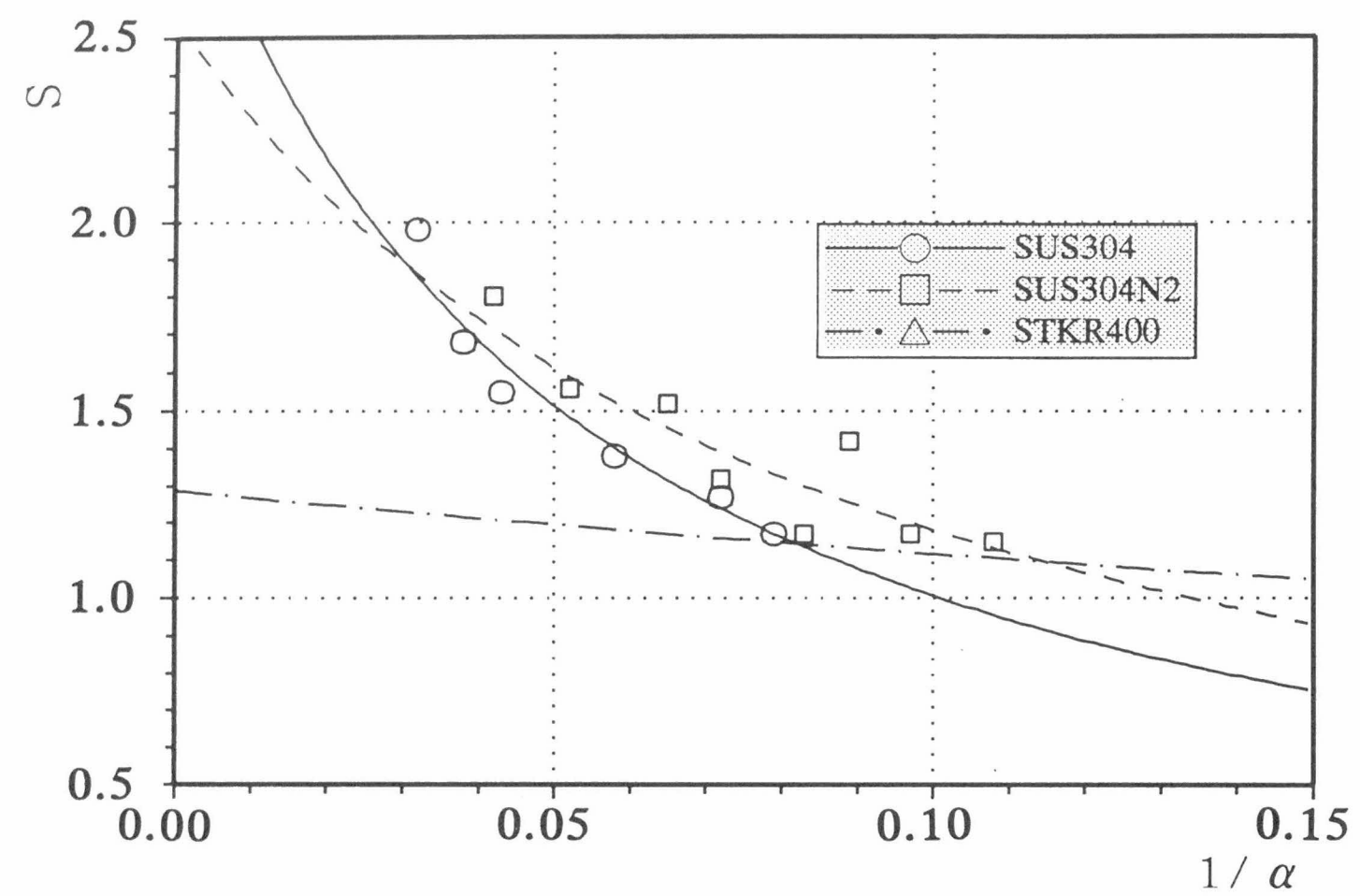


図 -3.42 $S - 1/\alpha$ 関係

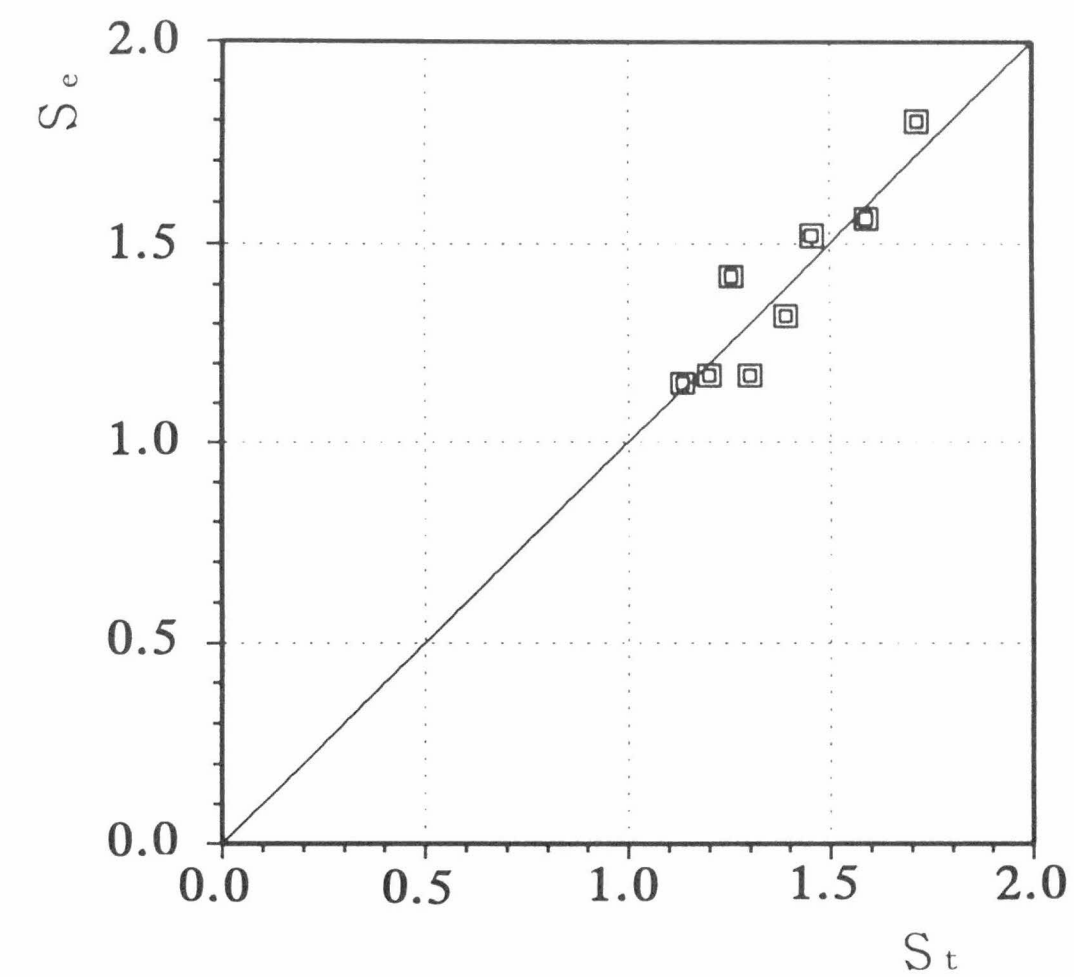


図 -3.43.2 $S_e - S_t$ 関係 (SUS304N2)

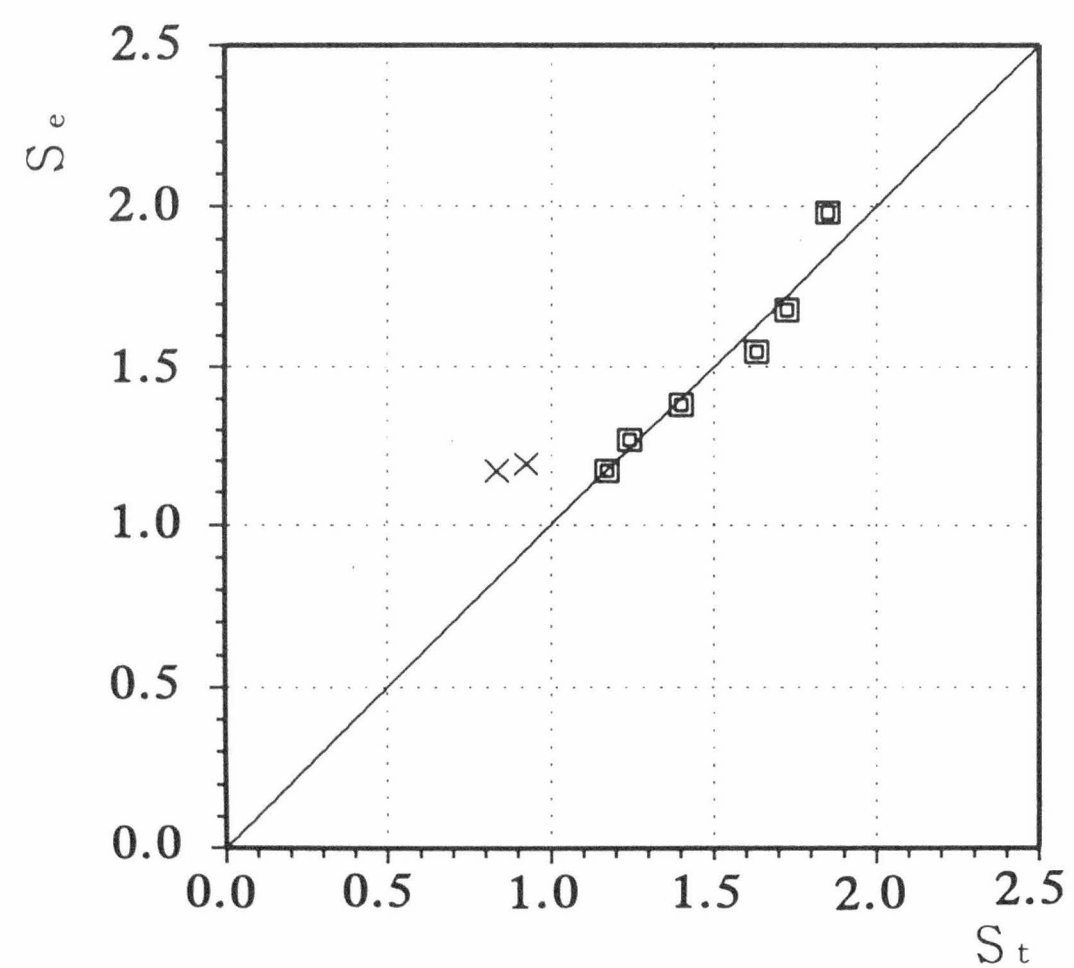


図 -3.43.1 $S_e - S_t$ 関係 (SUS304)

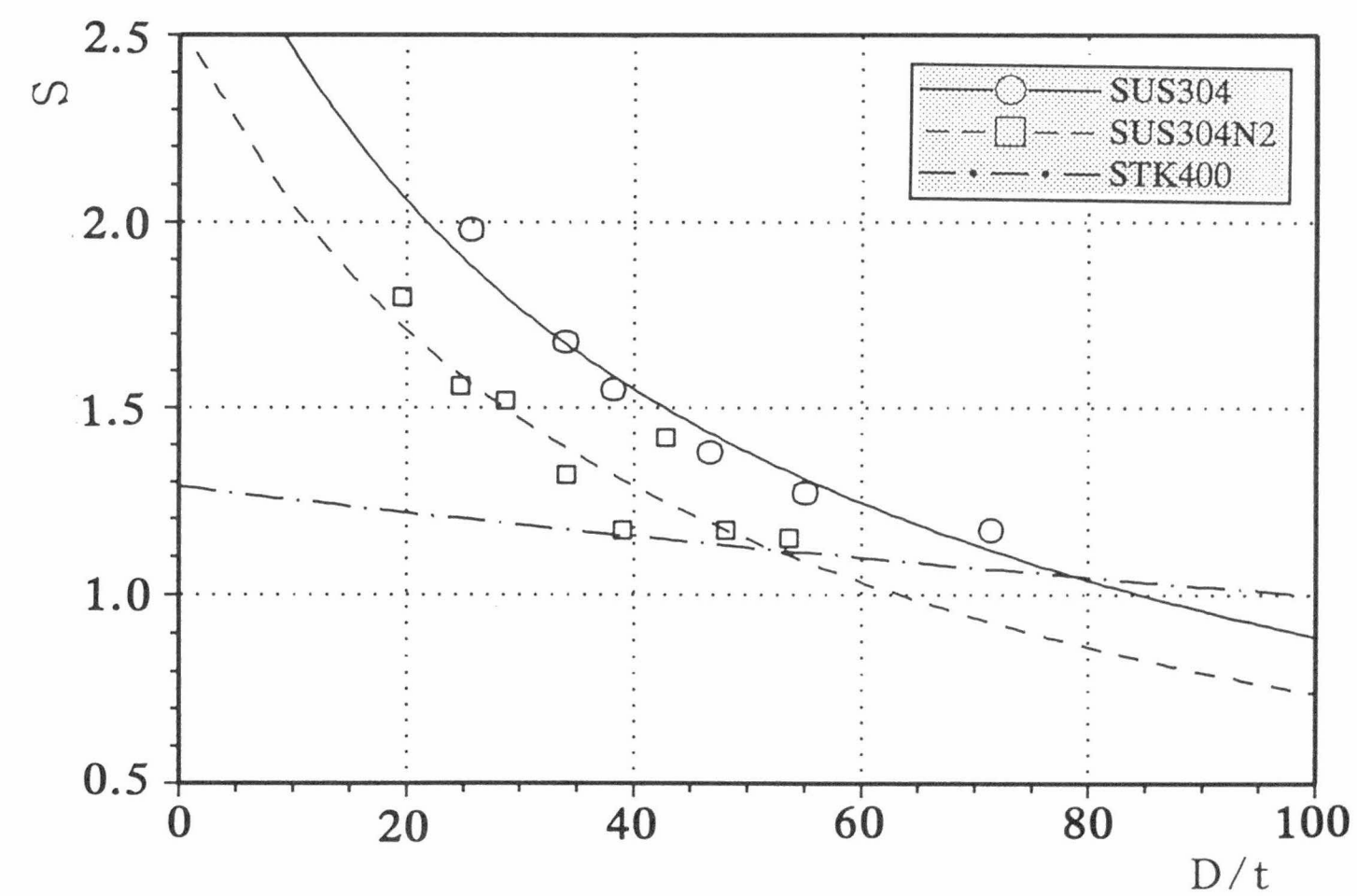


図 -3.44 $S - D/t$ 関係



写真 -3.7.1 破壊状況 (SUS304)

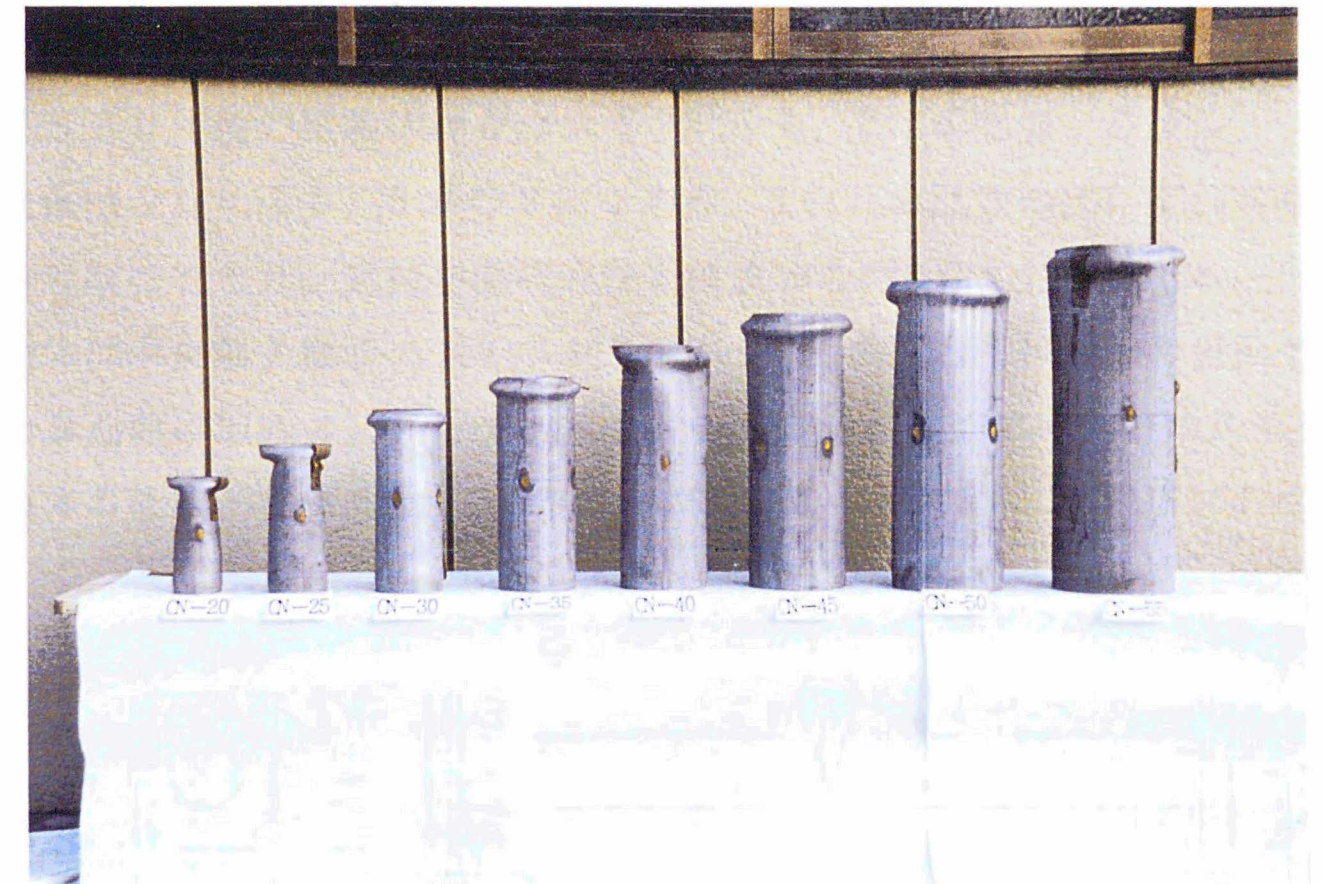


写真 -3.7.2 破壊状況 (SUS304N2)

3. 4. 2 部材実験

1) 試験体

SUS304製の試験体は $D/t = 47, 55, 72$ の3体、SUS304N2製の試験体は $D/t = 30, 50$ の2体である。これらの試験体はいずれも短柱圧縮試験同様の製法であり、素材の機械的性質は表-3.11に示すものである。

試験体は中央部1箇所スチフナを溶接し、この左右を片持梁に置換できるものとした3点曲げ形式の試験体である。片持梁部分の長さ L は径 D の約5倍とした。

試験体の形状と各部寸法を図-3.45.1 (SUS304)、図-3.45.2 (SUS304N2)に示す。

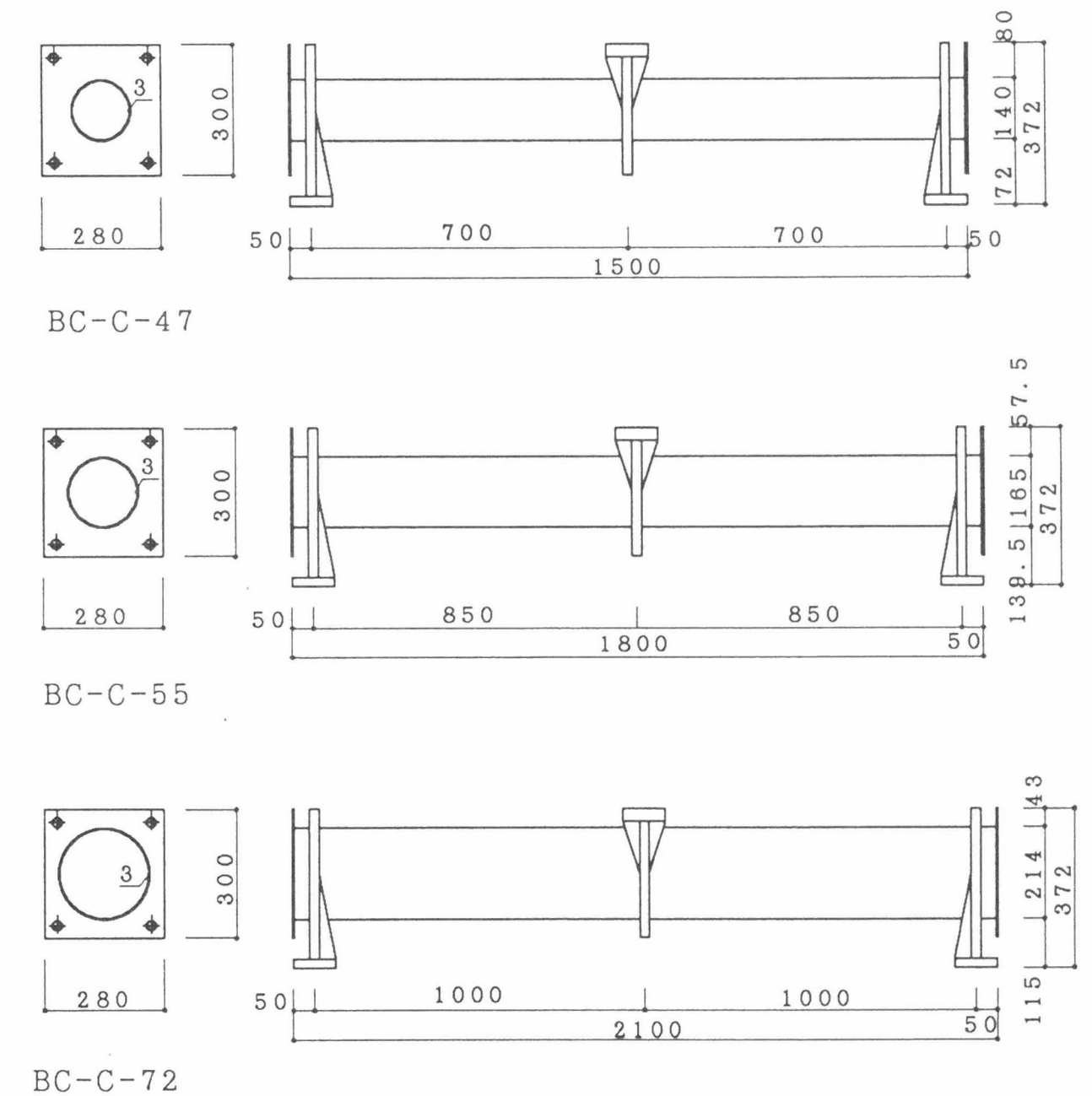


図-3.45.1 試験体 (SUS304)

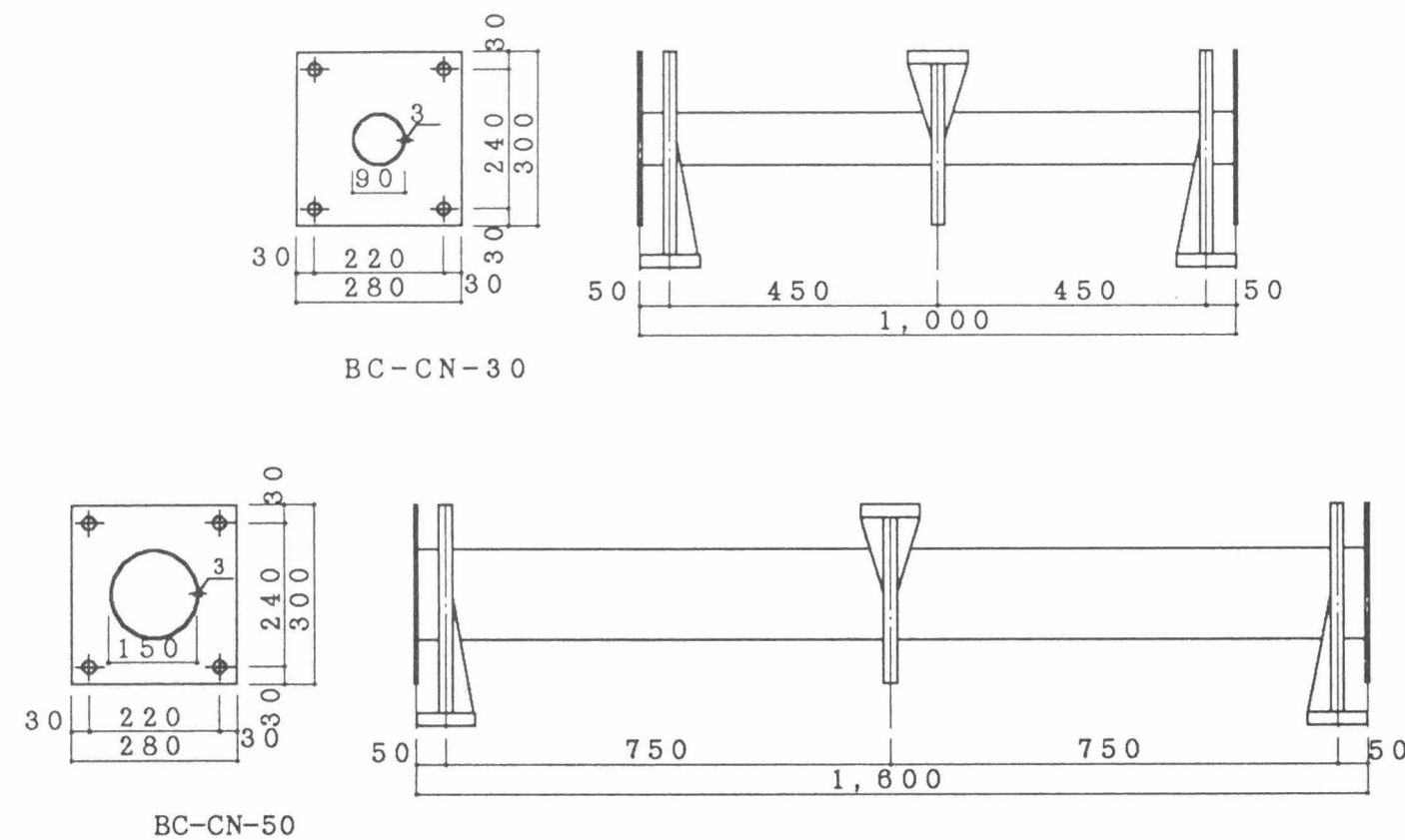


図-3.45.2 試験体 (SUS304N2)

2) 実験方法

実験は3点曲げ形式で行い、100tの万能型試験機を用いて一方向単調載荷で行った。

測定は、終局時において局部座屈崩壊する側の挙動に着目し、試験体支点位置、中央スチフナ位置での変位およびスチフナの回転量を測定し、H形試験体同様スチフナ位置を仕口とした片持梁として評価した。実験装置と変位計の位置及び軸力装置は正方形中空断面部材の実験方法と同じである(図-3.32参照)。軸力比 ρ は常に0.3を保つようにロードセルで確認しながらオイルジャッキで加力した。変形の解析モデルはH形試験体(図-3.14)と同じである。

3) 実験結果

試験体及び実験結果一覧を表-3.14に示す。試験体名の表示はBC: Beam-Column, C: SUS304製, CN: SUS304N2製、 D/t の順で表す。

ここで M_{pc} : 軸力を考慮した全塑性モーメント(付録2.3参照)

δ_{pc} : M_{pc} に対応した弾性変形量 (付録2.3参照)

M_u : 最大モーメント

δ_u : 最大モーメントに達した時の変形量

η_e : 塑性変形倍率 $\{(\delta_u - \delta_{pc}) / \delta_{pc}\}$

この場合のモーメントは(3.7)式 $M = QL + \rho N_y \delta_0$ とする。

実験結果のグラフは $M - \delta$ 関係を図-3.46.1 (SUS304)、図-3.46.2 (SUS304N2)に示す。また、 $M / M_{pc} - \delta / \delta_{pc}$ 関係を図-3.47に示す。

無次元化グラフでは、 δ / δ_{pc} が5程度まではほぼ強度と変形の関係が径厚比に関係なく同様の曲線を示しているが、最大耐力以降の耐力低下は径厚比に準じて大きくなっている。この傾向はSUS304、SUS304N2ともにみられる。

$M / M_{pc} = 1$ のときの δ / δ_{pc} は1.5~2.0となっているが、正方形中空断面部材と同様に δ_{pc} は比例限界点のヤング係数 E (1970 tf/cm^2)から算出したものであり、実験値に対して過小評価したためと思われる。

実験状況を写真-3.8.1に示す。また、破壊状況を写真-3.9.1 (SUS304)、写真-3.9.2 (SUS304N2)に示す。

表-3.14 試験体及び実験結果一覧

試験体名	D (mm)	t (mm)	D/t	L (cm)	M_{pc} (tfcm)	M_u (tfcm)	δ_{pc} (cm)	δ_u (cm)
BC-C-47	141.0	3.0	47.0	68.0	121.9	171.6	0.33	2.95
BC-C-55	165.0	3.0	55.0	83.0	180.3	233.9	0.43	2.46
BC-C-72	216.0	3.0	72.0	98.0	260.6	342.7	0.39	2.08
BC-CN-30	90.1	3.0	30.0	43.0	89.3	123.2	0.37	2.66
BC-CN-50	149.6	3.0	49.9	73.0	224.7	298.3	0.55	2.60

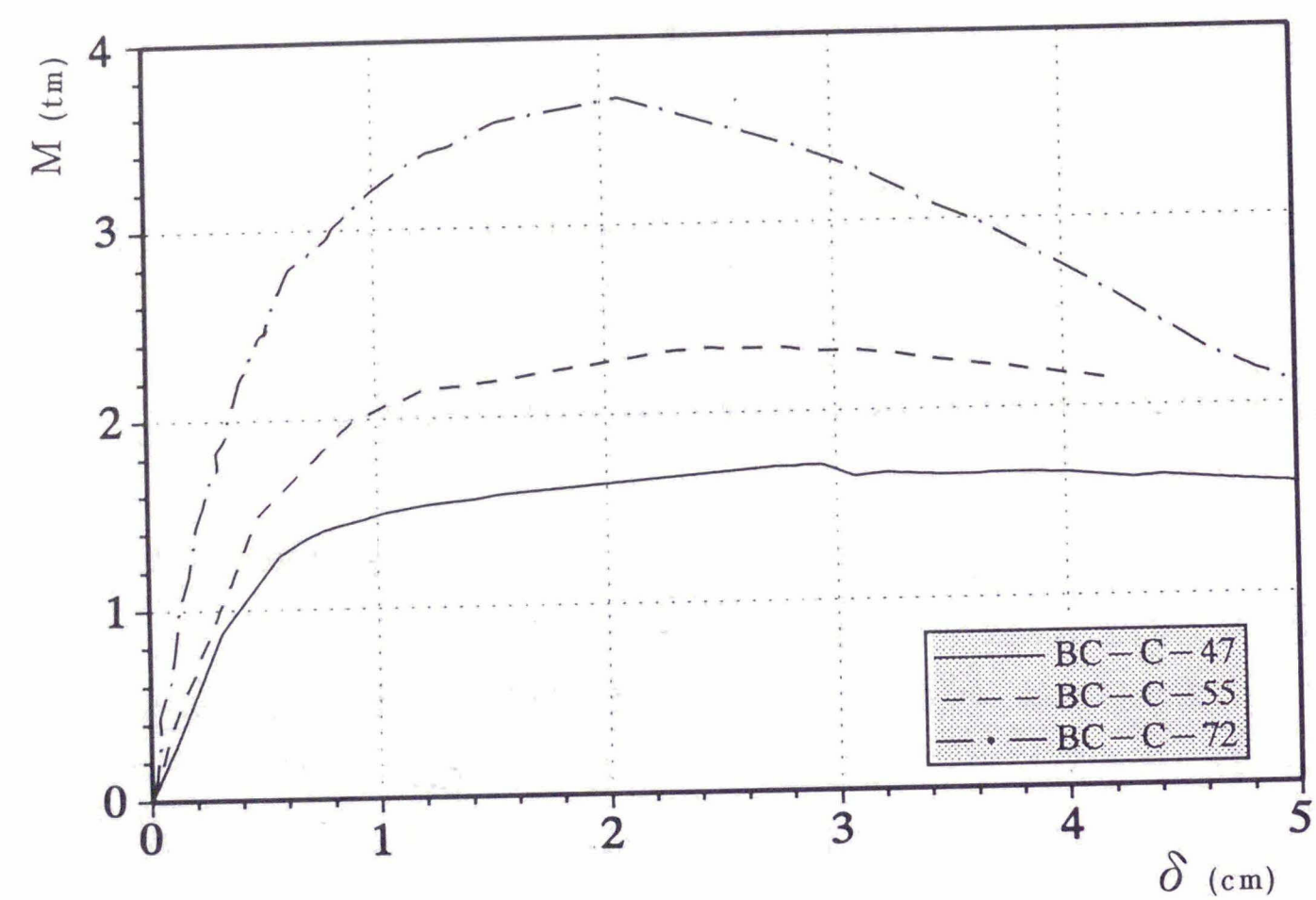


図-3.46.1 $M - \delta$ 関係 (SUS304)

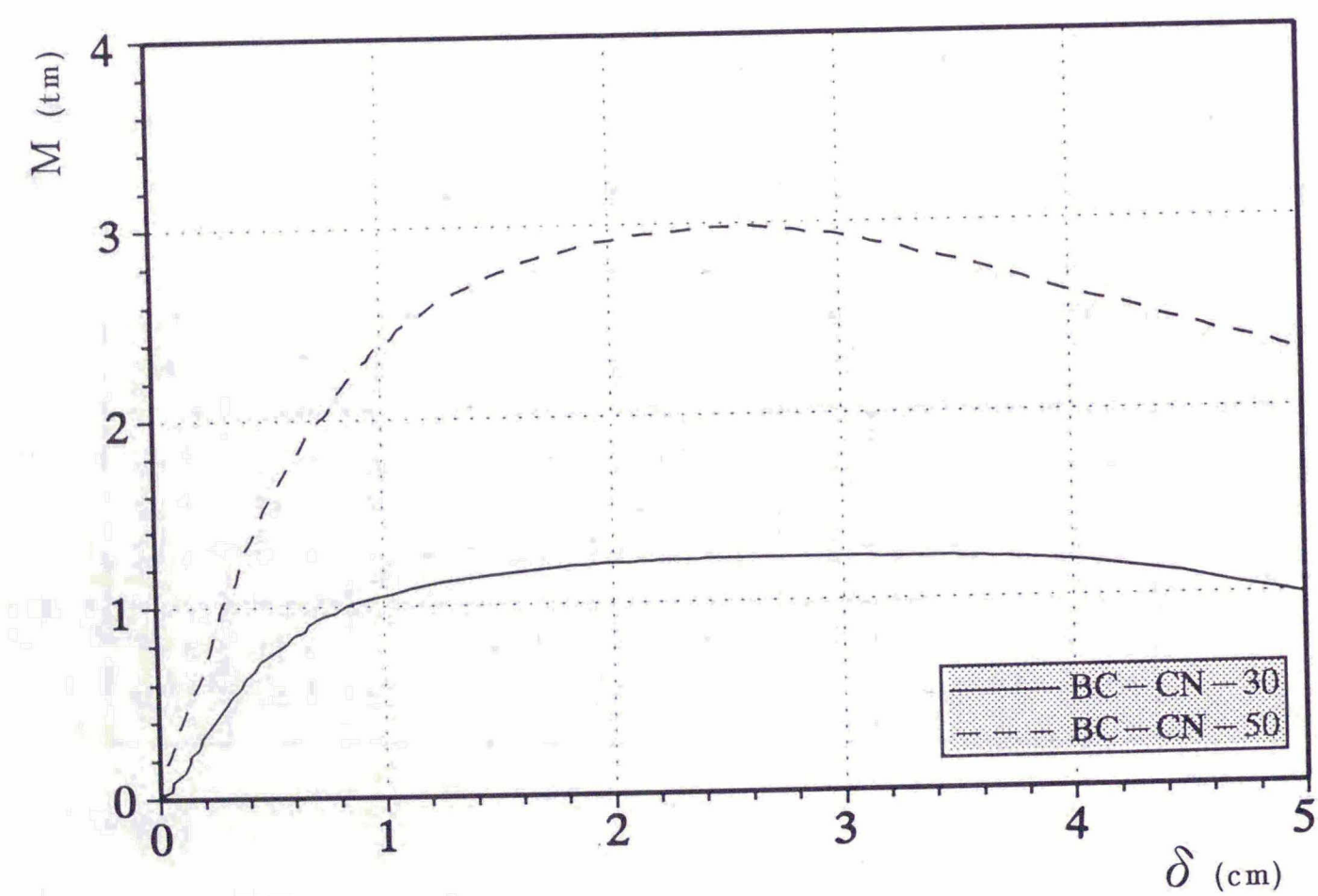


図-3.46.2 $M - \delta$ 関係 (SUS304N2)

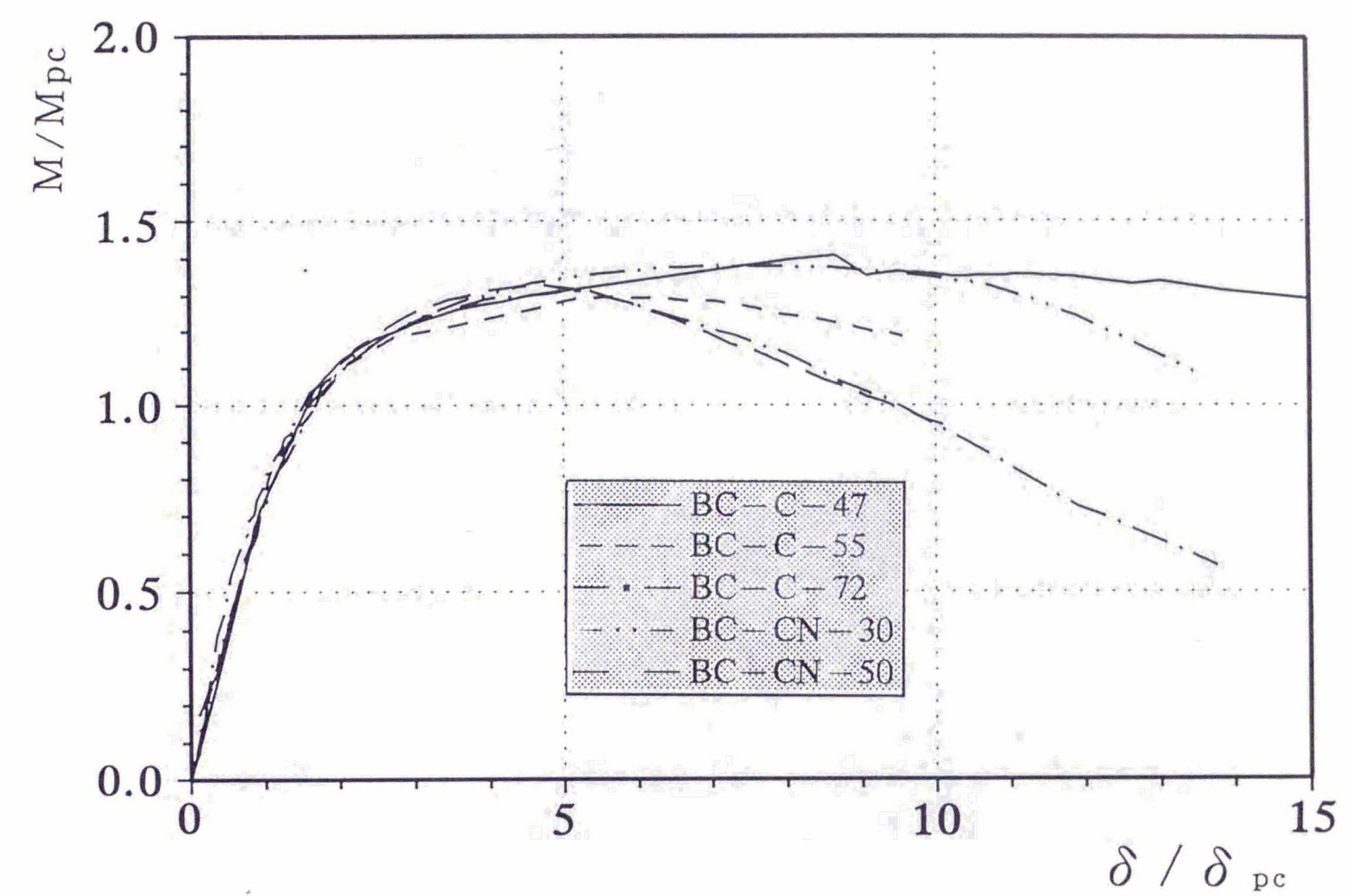


図-3.47 $M/M_{pc} - \delta/\delta_{pc}$ 関係

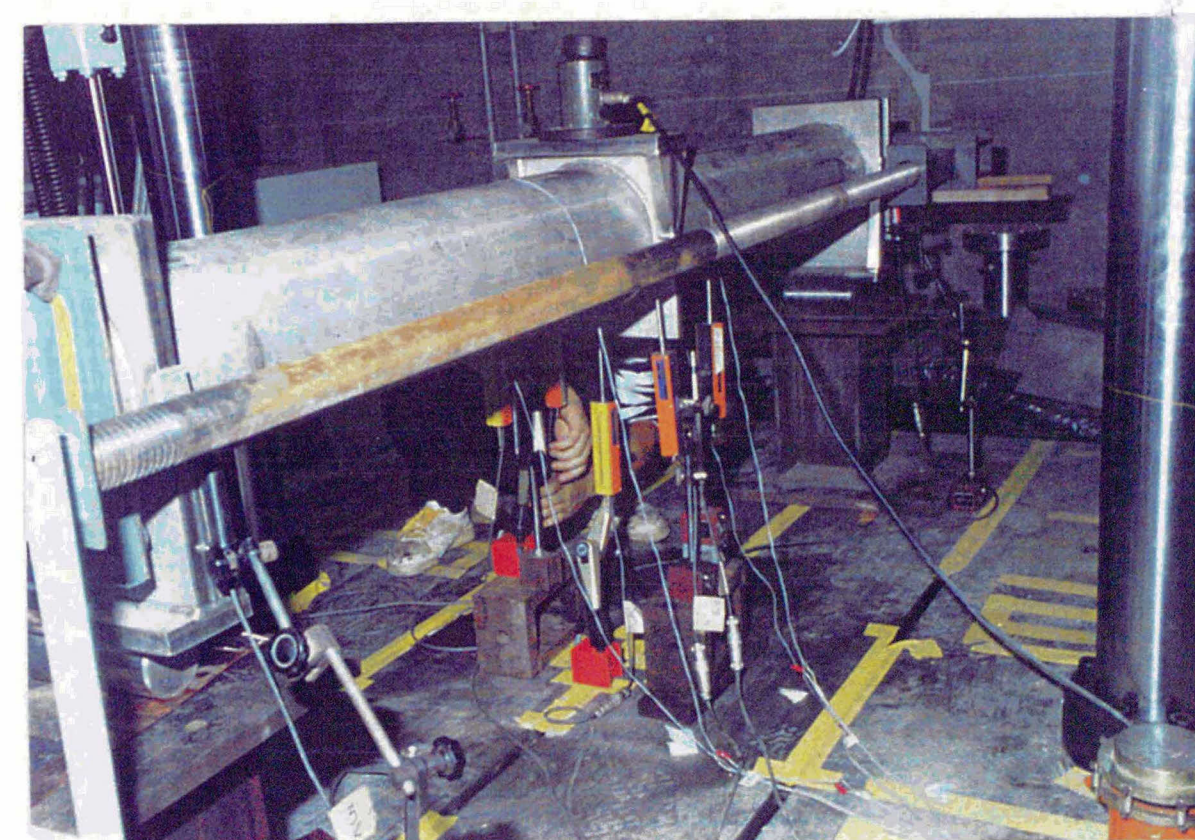


写真-3.8.1 (実験状況)

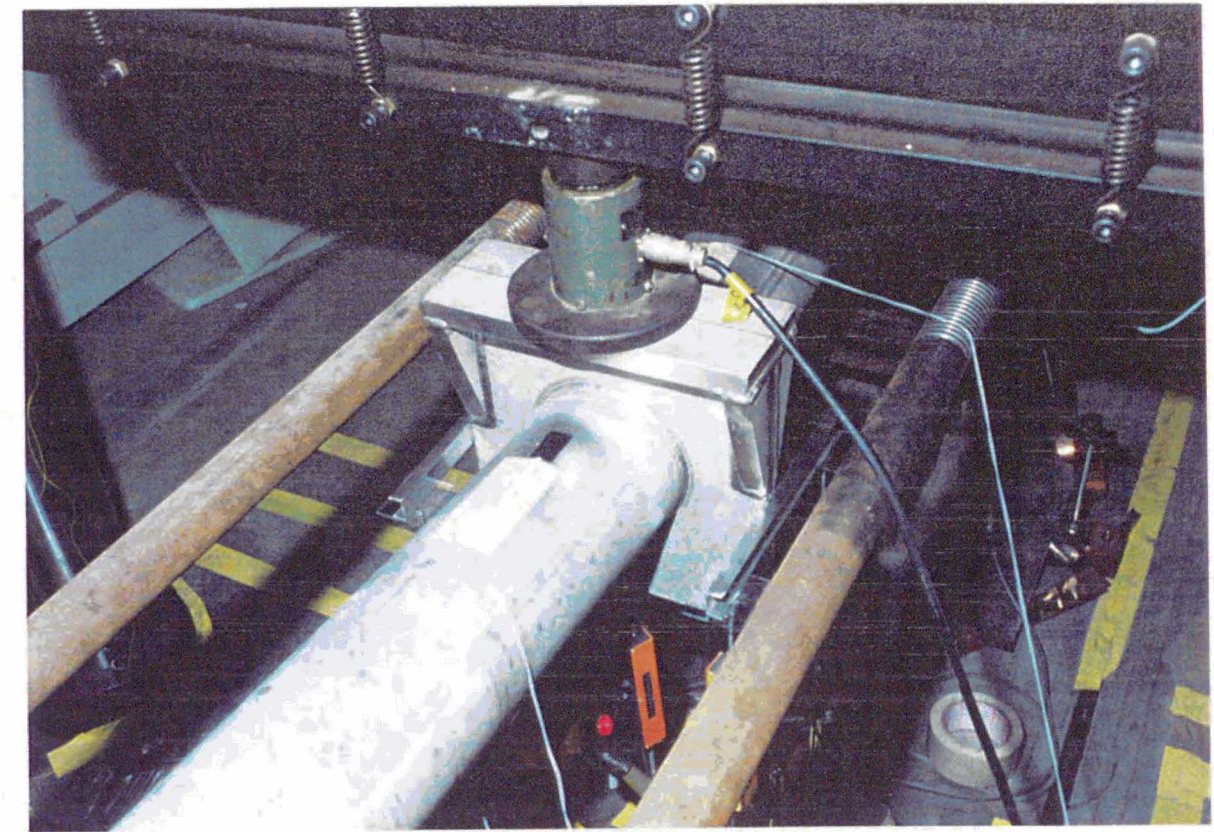


写真-3.9.1 破壊状況 (SUS304)



写真-3.9.2 破壊状況 (SUS304N2)